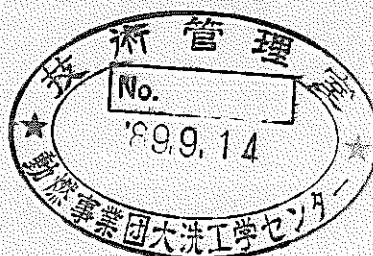


区分変更	
変更前番号	~~二~~
決裁年月日	平成 13 年 7 月 31 日

実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol. 5, No.4 平成元年 1 月～3 月の成果概要



1989年5月

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
S	N9410 89-089
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

す。



実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol. 5, No.4 平成元年1月～3月の成果概要

大戸 敏弘* 有井 祥夫* 小林 孝良*
沢田 誠* 島田 裕一* 曾根 徹*
舟田 敏雄* 山下 芳興*

要 旨

本報告書は、実験炉部技術課が担当している試験研究のうち、平成元年1月から3月の間に技術課内部資料（技術課メモ）として速報された成果の概要をまとめたものである。

各成果は、その内容別に下記の項目に分類される。

- 高速実験炉の炉心特性の測定・解析・評価
- 炉心変形挙動の解析・検討
- 高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討
- 高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析
- 燃料性能実証試験のための設置変更準備
- 使用済燃料貯蔵設備増設のための設置変更作業
- 分析技術に関する研究開発
- 計算機コード・マニュアルの作成と整備
- MK-Ⅲ計画に関する検討
- その他の試験研究及び解析・評価作業の成果

本報告書は、多岐に亘る分野の試験成果の速報であり、各項目の詳細な解析・評価及び検討結果については、別途作成される報告書を参照されたい。

* 動力炉核燃料開発事業団，大洗工学センター，実験炉部技術課



NOT FOR PUBLICATION
PNC 8N9410 89-089
May, 1989

Preliminary Report on Experiments, Analyses and Evaluations
Performed in Reactor Technology Section,
Experimental Reactor Division

Quarterly Report Vol. 5, No. 4

Toshihiro Odo*, Yoshio Arii*,
Takayoshi Kobayashi*, Makoto Sawada*,
Yuuichi Shimada*, Toru Sone*,
Toshio Funada*, Yoshioki Yamashita*

Abstract

This report summarizes results on experiments, analyses and evaluations performed by Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division during January through March, 1989. Each result described in this report was reported as the internal memoranda of Reactor Technology Section, for further analyses, evaluations, and/or discussions.

This report contains the following items.

- Results of measurements, analyses and evaluations for nuclear characteristics of JOYO.
- Results of analyses and evaluations for core mechanics.
- Results of measurements and analyses for the plant characteristics of JOYO.
- Results of measurements and analyses of neutron flux, gamma ray and decay heat of JOYO.
- Preparation of Construction Permit Amendment for the operational reliability tests of FBR fuel assembly.
- Preparation of Construction Permit Amendment for spent fuel storage facility.

* Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division,
Oarai Engineering Center, PNC.

- Results of study and development for analytical technic.
- Production and/or arrangements of analyses codes and their manual.
- Analyses and evaluations on MK- III Core.
- Miscellaneous results.

The final report will be published for each program after further discussions, analyses and evaluations.

目 次

1. まえがき	1
2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究	2
2.1 高速実験炉の工程（平成元年1月～3月）	2
2.2 技術課が担当した試験研究	12
3. 高速実験炉の炉心特性の測定と解析・評価	14
3.1 MK-II炉心第17サイクル炉心体系における 逆時間方程式による投入反応度曲線	(技-63-354) 15
3.2 MK-II炉心第17サイクル制御棒校正試験結果	(技-63-364) 16
3.3 MK-II炉心第17サイクルの反応度係数測定結果	(技63-367～370, 393, 415, 428) 20
3.4 MK-II炉心定格第17サイクルにおける 集合体出口冷却材温度予測の改訂	(技-63-371, 419) 24
3.5 集合体出口温度計の履歴について	(技-63-376, 383) 26
3.6 MK-II炉心第17サイクル“MAGI”予測計算と 実測値との差について	(技-63-377) 28
3.7 制御棒駆動機構延長管の熱収縮による過剰反応度補正方法の見直し ..	(技-63-433) 29
3.8 反応度計入力用動特性パラメーター （MK-II炉心第18サイクル）の予測計算	(技-63-450) 31
4. 炉心変形挙動の解析・検討	32
4.1 IAEA炉心変形解析コードの国際比較 Stage-2問題（EX-2）の入力データの作成	(技-63-395) 33
4.2 IAEA炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2問題（EX-1, EX-2）用データ作成	(技-63-411) 37
4.3 IAEA炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2問題（EX-1A/B）の解析結果 その1	(技-63-413) 44
4.4 IAEA炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2（EX-2）の解析結果 その1	(技-63-430) 49

4.5	IAEA 炉心変形解析コードのベンチマーク	
	Stage-2 (EX-3) の解析結果 その1	(技-63-433) 60
5.	高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討	65
5.1	主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験結果	(技-63-334) 65
5.2	MK-II 炉心第17 サイクルにおける系統圧損測定結果	(技-63-335) 70
5.3	「熱出力測定システム」温度補正值変更について	(技-63-353) 72
5.4	MK-II 炉心第17 サイクルM 系列・安定性試験結果	(技-63-380) 73
5.5	第17 サイクルにおける内側反射体の出口温度上昇について	(技-63-384) 76
5.6	オーバフロー戻り配管安全容器貫通部の3次元軸対象モデルによる 応力解析条件について	(技-63-396) 78
6.	高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析	81
6.1	ATR フラックスモニターの放射化量測定結果	(技-63-330, 331) 82
6.2	安全容器サーベイランス材の中性子照射量評価	(技-63-337) 83
6.3	材料照射ラック, 燃料貯蔵ラックの中性子照射量評価	(技-63-338) 85
6.4	崩壊熱測定試験計画(平成元年1, 2月分)	(技-63-340) 87
6.5	「常陽」一次主冷却系配管, 機器のCP 付着量・線量率測定結果	(技-63-361) 88
6.6	トリチウム分布測定試験結果	(技-63-374, 398) 92
6.7	SMIR-4 の中性子照射量解析結果	(技-63-387) 93
6.8	SMIR-2 の中性子照射量解析結果	(技-63-388) 96
6.9	He 集積型中性子ドシメトリーの概要 及び SMIR-16 における He 生成数の試算	(技-63-418, 426, 432) 99
6.10	補助冷却系による崩壊熱測定試験結果	(技-63-423) 100
6.11	Neutron Fluence Evaluation of AMIR-4 Dosimeter Sets	(技-63-427) 102
6.12	FPGS-3.5 による崩壊熱計算手法の検討	(技-63-442) 103
6.13	Measurement and Evaluation of Burn-up Distribution on the JOYO Spent Fuels	(技-63-449) 105
7.	燃料性能実証試験のための設置変更準備	107
7.1	高燃焼試験時の放射能濃度	(技-63-399) 108
7.2	被曝評価における高燃焼度試験用要素の扱い	(技-63-405) 109
7.3	2%破損時のFFD・CG 法計数率の評価	(技-63-434) 110

7.4	“MIMIR-N2”コードによるPTM試験用要素の安全解析……………	(技-63-455)…………	111
8.	使用済燃料貯蔵設備増設のための設置変更作業……………		115
8.1	第3プール増設のための原子炉安全専門審査会部会用資料……………	(技-63-374)…………	116
9.	分析技術に関する研究開発……………		125
9.1	ヨウ化ナトリウム(NaI)の金属ナトリウム(Na)に対する 溶解度測定試験(飽和溶液調整に必要な加熱時間の検討)……………	(技-63-336)…………	126
9.2	ヨウ化ナトリウム(NaI)の金属ナトリウム(Na)に対する 溶解度測定試験(飽和溶解度曲線の作成)……………	(技-63-347)…………	128
9.3	ナトリウムエアゾル試料の分析法の開発……………	(技-63-378)…………	130
9.4	ナトリウム中遊離炭素(FC/Na)分析に使用する 反応管洗浄法の検討……………	(技-63-392)…………	132
9.5	ナトリウム中のフッ素, 塩素同時分析法の開発(第一報) (フッ素濃度対測定強度との関係の直線性及び精度の検討)……………	(技-63-435)…………	135
9.6	ナトリウム中のフッ素, 塩素同時分析法の開発(第二報) (フッ素測定における共存ナトリウム量の影響の検討)……………	(技-63-436)…………	137
9.7	ナトリウム中のフッ素, 塩素同時分析法の開発(第三報) (ナトリウムの除去量及びフッ素, 塩素同時回収率の検討)……………	(技-63-437)…………	139
9.8	ナトリウム中のフッ素, 塩素同時分析法の開発(第四報) (NaBF ₄ が共存した場合のF(NaF)の測定に与える影響の検討)……………	(技-63-438)…………	141
10.	計算機コード・マニュアルの作成と整備……………		144
10.1	JOYDAS原子炉出入口温度の補正について……………	(技-63-362, 379)…………	145
10.2	異常反応度監視機能について……………	(技-63-439)…………	146
10.3	JOYDAS警報制限値の算出……………	(技-63-451)…………	148
10.4	GEYSER-DUMP取扱説明書……………	(技-63-454)…………	150
11.	MK-Ⅲ計画に関する検討……………		151
11.1	MK-Ⅲ移行炉心における中性子束変化……………	(技-63-339, 350)…………	152
11.2	MK-Ⅲ水キャビテーション試験の速報……………	(技-63-345)…………	155
11.3	MK-Ⅲ計画「冷却系改造」に係わる構造健全性評価作業 (現状制御方式における熱過渡の場合)……………	(技-63-385)…………	157

11.4	MK-Ⅲ炉心の燃料集合体のハイドロリック・ホールドダウンカ の検討結果	(技-63-425)	160
11.5	MK-Ⅲ移行炉心(混在炉心)に関する反応度の検討	(技-63-431)	162
11.6	MK-Ⅲ計画T/R改造に係わる使用済燃料の線源強度計算	(技-1-1)	164
11.7	MK-Ⅲ計画「冷却系改造」に伴う構造健全性評価 (熱過渡緩和対策の検討)	(技-1-2)	166
12.	その他の試験研究及び解析評価作業の成果		168
12.1	炉内沸騰音響試験計画について	(技-63-344)	169
12.2	カバーガス浄化装置(CGCS)仮組試験結果	(技-63-391)	171
12.3	平成元年度「常陽」運転3ヶ年計画作成について	(技-63-394)	172
12.4	国際放射線防護委員会勧告(ICRP Rub.26)の取入れによる 原子炉等規制法関係法令改正に関する高速実験炉の改正法令への 適合性の確認	(技-63-412, 420, 448)	176

1. ま え が き

本報告書は、実験炉部技術課が担当している種々の試験研究の成果のうち、平成元年1月1日から3月31日の期間に技術課内部資料（技術課メモ）として報告されたものの概要を、その内容毎に編集したものである。

本報告書は成果の速報性を主眼としているため、各作業の途中段階での中間報告も含まれている。これらについては、今後、より詳細な評価検討を加えた後、改めて動燃技術資料として報告する予定である。本報告書に記載されている数値や記述の引用にあたっては、上記の点からの注意をお願いしたい。

2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究

2.1 高速実験炉の工程（平成元年 1 月～ 3 月）

「常陽」は、第 7 回定期検査における各種検査に合格し、100 MW 第 17 サイクル運転を開始した。その後、定格出力運転を順調に継続し、3 月 31 日に定格出力 70 日運転を終了した。

1 月：格納容器床下雰囲気窒素置換作業を実施し、第 17 サイクル臨界操作、100 MW への出力上昇操作を実施した。この間、臨界点確認、制御棒校正試験等を実施し、その後、第 7 回定期検査の内、定格出力運転状態での各種検査に合格し、100 MW 第 17 サイクル運転を開始した。

2 月：100 MW 第 17 サイクル運転を継続中であり、原子炉出力調整操作の他に、ステップ応答試験等の運転特性試験を実施した。19 日に水戸地方震度 4 の地震が発生したが、運転への影響はなかった。

3 月：31 日に定格出力 70 日運転を終了した。その間、原子炉出力調整操作の他に、ステップ応答試験等の運転特性試験及び、原子炉出力降下時において出力係数測定を実施した。その後、100 MW 第 18 サイクル炉心構成のための燃料交換準備作業を行った。

本報告に係る期間中（平成元年 1 月～ 3 月）の原子炉運転実績を表 2.1.1 及び表 2.1.2 に、工程表及びプラント状態表をそれぞれ表 2.1.3～2.1.8 に示す。また、第 17 サイクル運転時の炉心構成図を図 2.1.1 に示す。

表 2. 1. 1 月間の原子炉運転実績
 Table 2. 1. 1 Monthly Operating Summary—January 1989 through March 1989

期 間	平成元年 1 月		平成元年 2 月		平成元年 3 月	
項 目	月 間		月 間		月 間	S 63 年度第 4 四半期 期 間 H. 1. 1. 1 ~ 3. 31
原子炉起動回数(回)	3		0		0	3
運 転 日 数(日)	14		28		31	73
積算運転時間(H)	316		672		744	1,732
積算熱出力(MWH)	26,198		67,200		73,784	167,182
利 用 率(%)	35		100		99	77
平均熱出力(MW)	83		100		99	97
最大熱出力(MW)	100		100		100	100

表 2. 1. 2 積算原子炉運転実績
Table 2. 1. 2 Accnmulated Operating Summary through March 31, 1989

項 目	S63年度累計 期 間 S.63.4.1～ H.1.1.31	MK-II累計 期 間 (S.57.11.22 ～)	MK-I, II 累 計 (S.52.4.24 ～)	S63年度累計 期 間 S.63.4.1～ H.1.2.28	MK-II累計 期 間 (S.57.11.22 ～)	MK-I, II 累 計 (S.52.4.24 ～)	S63年度累計 期 間 S.63.4.1～ H.1.3.31	MK-II累計 期 間 (S.57.11.22 ～)	MK-I, II 累 計 (S.52.4.24 ～)
原子炉起動回数(回)	12	163	425	12	163	425	12	163	425
運 転 日 数(日)	99	—	—	127	—	—	158	—	—
積算運転時間(H)	2,198	21,350	34,318	2,870	22,022	34,990	3,614	22,766	35,734
積算熱出力(MWH)	200,173	1,907,530	2,580,860	267,373	1,974,730	2,648,060	341,157	2,048,514	2,721,844
利 用 率(%)	27	—	—	33	—	—	39	—	—
平均熱出力(MW)	91	—	—	93	—	—	94	—	—
最大熱出力(MW)	100	—	—	100	—	—	100	—	—

Table 2.1.4 Chronology of Principal Activities in "JOYO"- February 1989

年 月 日		H 1. 2																												
項 目	1	2	3	4	⑤	6	7	8	9	10	⑪	⑫	13	14	15	16	17	18	⑬	20	21	22	23	⑭	⑮	⑯	27	28		
一 般 事 項											建 国 記 念 の 日		IAEA・科 技 庁 査 察											大 喪 の 礼						
記 事	100 MW 第 17 サイクル (1 / 18 ~ 4 / 1 予定)																													
	100 MW 定格運転 (70 日, 1 / 21 ~ 3 / 31 予定)																													
	照射試験 (特燃 (A2D, B6, C3M, C4F, C5J), INTA-S, UPR-1-3, CMIR-2, AMIR-3-1, 3-2, SMIR-9, 10, 12, 13, SHMIR-1)																													
																					運転中点検									
																					原子炉保護系点検									
	熱出力校正																													
	ステップ応答試験																													
	FFD 特性試験																													
	炉雑音特性試験																													
	燃焼係数測定																													
	トリチウム濃度測定試験																													
	使用済燃料の崩壊熱測定試験																													
	主冷却機建家照明器具交換工事																													
																							廃棄物処理建家給気フィルター更新工事							
																							Ar, N ₂ 廃ガス系現場 制御盤冷却装置取付工事							
																						常陽変電設備屋根防水補修工事								
																						SFF 建家屋上防水工事								

表 2.1.5 高速実験炉「常陽」実績工程表
Table 2.1.5 Chronology of Principal Activities in "JOYO" - March 1989

年 月 日		H 1. 3																																																								
項 目		1	2	3	4	⑤	6	7	8	9	10	⑪	⑫	13	14	15	16	17	18	⑬	20	⑭	22	23	24	⑮	⑯	27	28	29	30	31																										
一 般 事 項																					IAEA ・ 科 技 庁 査 察	春 分 の 日																																				
記 事		100 MW第 17 サイクル (1 / 18 ~ 4 / 1)																																																								
		100 MW 定格運転 (70 日, 1 / 21 ~ 3 / 31)																																																								
																							原子炉保護系点検										15 MW 出力降下																									
		照射試験 (特燃 (A2D, B6, C3M, C4F, C5J), INTA-S, UPR1-3, CPR-2, AMIR-3-1, 3-2, SMIR-9, 10, 12, 13, SHMIR-1)																																																								出力係数測定
		ステップ応答試験																																																								
		FFD 特性試験																																																								
		炉雑音特性試験																																																								
		燃焼係数測定																																																								
						熱出力校正																													核計装中間 系性能試験																							
		トリチウム濃度測定試験																																																								
						ファイバースコープによる上部案内管観察作業																																																				
						焼取設備状態監視装置の工事																																																				

表 2.1.6 高速実験炉「常陽」実績プラント状態表

Table 2.1.6 Operating History Data of "JOYO" - January 1989

年 月 日		H 1. 1																															
項 目		①	②	③	4	5	6	⑦	⑧	9	10	11	12	13	14	⑮	⑯	17	18	19	20	⑳	㉑	㉒	23	24	25	26	27	28	㉔	30	31
主 要 工 程		第 7 回定期検査・照射準備・改造工事																															
		CRD-M 掘付調整														100 MW 第 17 サイクル運転																	
		HTL 受電試験 E/H閉														運転前確認 等温温度係数測定 1 次冷却系出口温度確認 他																	
		INTA-S 吊下LL/T 床上・床下バウンダリ閉 床下窒素置換														臨界点確認 流量反応係数測定 制御棒値値 他 出力係数測定																	
原 子 炉		15~85 KW 1MW ↓ 1MW 2MW 90 100 MW 95 95																															
炉 内 状 況		GL-6100 ※ ← → ◎																															
1 次 Na 温度 1 次 Na 流量 1 次 Na 温度 1 次 Na 流量		原子炉出口Na温度 500℃ 493 500℃ 493 原子炉入口Na温度 370℃ 主冷却器入口Na温度 472℃ 467 472℃ 467 主冷却器出口Na温度 343℃ 344 343℃ 344																															
		Na 温度 250℃ Na 流量 100% 20% 20% 20% ボー 補助系 30% 20% Na 温度 250℃ Na 流量 100%																															
		100% 100% 100% 100% 367 487 367 462 345 344																															
		367 487 367 462 345 344																															
格 関 係 E / H 床下雰囲気		開放 空気 閉鎖 窒素																															
		INTA-S 1 体 SMIR 4 体 CMIR 1 体 AMIR 2 体 SHMIR 1 体 (UPR) 1 体																															
そ の 他		1 次 Na S/P 2 次 Ar S/P 2 次 Na S/P 1 次 Ar S/P 低レベル廃液移送																															
		熱出力校正 ステップ応答試験 炉雑音測定試験 FFD特性試験 燃焼係数測定 1 次 Na S/P 低レベル廃液移送																															

炉心構成

※ドライバー 62 体

A 特 1 体

B 特 1 体

C 特 3 体

INTA-S 吊上げ中

SMIR 4 体

CMIR 1 体

AMIR 2 体

SHMIR 1 体

(UPR) 1 体

◎ドライバー 62 体

A 特 1 体

B 特 1 体

C 特 3 体

INTA-S 1 体

SMIR 4 体

CMIR 1 体

AMIR 2 体

SHMIR 1 体

(UPR) 1 体

表 2.1.7 高速実験炉「常陽」実績プラント状態表
Table 2.1.7 Operating History Data of "JOYO" - February 1989

年 月 日 項 目		H 1. 2																											
		1	2	3	4	⑤	6	7	8	9	10	⑪	⑫	13	14	15	16	17	18	⑲	20	21	22	23	⑳	㉑	㉒	27	28
主 要 工 程		100 MW第17サイクル運転																											
		運転中点検 原子炉保護系点検																											
原 子 炉		100 MW																											
炉 内 状 況		GL-6100 →◎																											
1 次 系 Na 温 度		原子炉出口 Na 温度 500℃																											
		原子炉入口 Na 温度 370℃																											
1 次 系 Na 流 量		Na 流量 100%																											
2 次 系 Na 温 度		主冷却器入口 Na 温度 472℃																											
		主冷却器出口 Na 温度 343℃																											
2 次 系 Na 流 量		Na 流量 100%																											
Ⓔ	E / H	閉 鎖																											
関 係	床下雰囲気	窒 素																											
そ の 他		ステップ応答試験																											
		FFD特性試験																											
		炉雑音特性試験																											
		燃焼係数測定																											
		低レベル廃液移送																											
		2次 Na S/P																低レベル廃液移送 2次 Na S/P											

炉心構成
ドライバー 62 体
A 特 1 体
B 特 1 体
C 特 3 体
INTA-S 1 体
SMIR 4 体
CMIR 1 体
AMIR 2 体
SHMIR 1 体
(UPR) 1 体

Table 2.1.8 Operating History Data of "JOYO" - March 1989

PNC SN9410 89--089

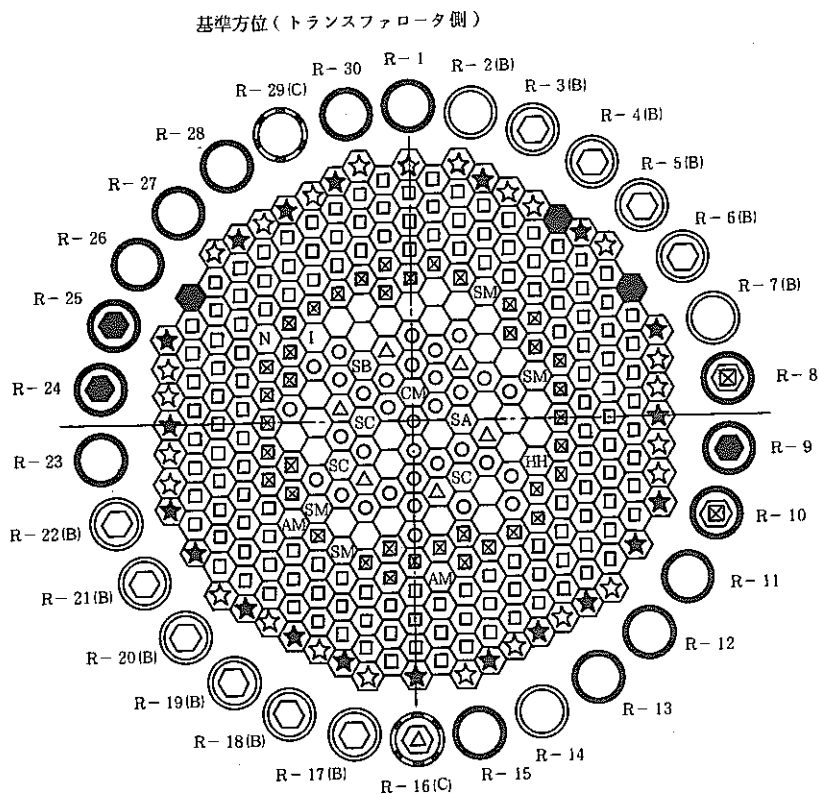


図 2.1.1 100 MW 第 17 サイクル炉心構成図

Fig. 2.1.1 Core Configuration for MK-II 17th Cycle

炉 心 構 成 要 素 名		炉 心 領 域 取 替 後 本 数	炉内貯蔵ラック 取替後(A・C/B)	記 号
炉心燃料集合体	J 1 燃料	29	0/10	○
	J 2 燃料	33	0/0	◎
A 型特殊燃料集合体		1	0/0	SA
B 型特殊燃料集合体		1	0/0	SB
C 型特殊燃料集合体		3	0/0	SC
制御棒		6	1/0	△
中性子源		1	0/0	IN
内側反射体		39	2/0	⊗
外側反射体 (A)		143	0/0	□
外側反射体 (B) (スリットなし)		24	0/0	☆
外側反射体 (B) (スリット付き)		1	0/0	☆
特殊反射体 (AMIR)		2	0/0	AM
特殊反射体 (SMIR)		4	0/0	SM
特殊反射体 (CMIR)		1	0/0	CM
特殊反射体 (SHMIR)		1	0/0	SH
MK-I 反射体		20	0/0	★
サーベイランス		3	3/0	●
INTA-S		1	0/0	①

特 殊 要 素 名 称	装 荷 位 置
A 型特殊燃料集合体	2 B 2
B 型特殊燃料集合体	3 F 2
C 型特殊燃料集合体	2E2, 3E1, 3C2
構造材料照射用反射体 (SMIR)	5B2, 5D5, 6A4, 6D4
制御棒材料照射用反射体 (AMIR)	6 C 6, 6 D 6
燃料材料照射用反射体 (CMIR)	1 A 1
遮蔽材料照射リグ (SHMIR)	5 B 5
INTA-S	5 F 2

2.2 実験炉部技術課が担当した試験研究（平成元年1月～3月）

(1) 平成元年1月中の概略実施内容

第17サイクルの起動に際し、運転特性試験及び試験結果の整理を行った。熱出力校正、S/A出口温度校正等を行った。

法に基づく運転計画の届け出のため、3ケ年の運転計画を作成した。

カラム部スリットによるFFD試験実施のための設工認ヒアリングが進んでいる。

トリチウム分布測定試験は第2期工事が終了し、試験を開始した。

炉内異常診断装置の開発のため、沸騰器の見積りを依頼した。

原案協での燃料性能実験設備の基準作成については、原研と基本的考え方の調整を進め、1月31日にW/Gにかけるとの予定である。また、同設備の申請準備としてプラント過渡解析、データ調査検討等を行った。

MK-Ⅲ計画については、キャビテーション試験結果の検討、混在炉心の燃交計画、熱出力上昇に関する応力解析及び応力緩和対策検討等を進めている。

炉心湾曲コード検証計画につき、他課室担当と打合せつつ、検討を進めている。

He集積法ドシメトリーシステム開発に関し、分析装置の仕様書を作成した。

ドシメトリー試験として、ATRフラックスモニター放射化量、ラックポット中性子照射量等の評価を行った。

サーベイランス試験第1回取出し材の試験結果の集大成レポートにつき印刷起案した。

1次ナトリウムサンプリング装置改良試験につき、来年度の作業計画を作成した。

(2) 平成元年2月中の概略実施内容

第17サイクルの炉心特性について検討を行った。また、反射体領域及びINTA-Sの冷却材温度につき、従来からの経過等の調査を進めている。第18サイクルの燃交計画を作成した。

6次取替燃料の仕様につき検討を行っている。

MK-Ⅲ全体計画につき幹部会及びC&Rの対応準備を進めている。

炉心高性能化、貯蔵ポット廃止、混在炉心燃交パターン、冷却系応力緩和対策、二重管SG設置等に関する検討を進めている。

FFD試験(F3B)のための官庁対応を進めている。

燃料性能実験設備の基準につき、「常陽」とHTTRに共通の基本的考え方を中心に原案協の委員会で検討を進めている。

炉心変形解析コードの検証に関する基本計画が技術会議で承認された。また、国際ベンチマーク問題の解析を進めている。ICRP Pub. 26に関する法改正に対し、適合性の確認を行った。

炉内荷重測定素子開発につきメーカ及び材料室とR&D実施計画の打合を行った。

He集積型ドシメータの開発につき、試作ドシメータが納入され、照射計画を検討している。

炉内音響検出に関し、検出ポール、検出器、沸とう器の仕様検討を行っている。

補助系による崩壊熱測定試験の結果につき評価検討を進めている。

MK-I 用 CRDM 上部案内管の検査の準備を進めている。

第 3 プールの支援を行っている。

Na 中よう素飽和溶解度試験の結果につき報告書を作成している。

Na, Ar の管理分析及びその他依頼分析を行った。

(3) 平成元年 3 月中の概略実施内容

運転特性試験に関しては、CRD 熱収縮補正、Flux Tilting 時出力分布、等の検討及び計算を行った他、第 17 サイクルの燃焼係数の測定を行った。燃料交換に関し、第 18 サイクルの計画書を作成するとともに 19, 20 サイクルの計画案を作成した。

MK-III 計画につき幹部会説明がなされ、大むね了承されたが、スケジュールについて一部前だおしの方向で検討することとなった。関連する検討としては T/R 改造、混在炉心の燃交、2 重管 SG 設置、熱負荷増大に対する熱衝撃緩和対策等について実施した。

崩壊熱測定試験及び FPS 試験の結果につき学会発表準備を進めた。

トリチウム濃度分布の測定を継続するとともに解析コードの検討を行っている。

CGCS の機能試験の計画書を作成し、部内技術検討会にはかった。

炉内沸騰音響の試験について装置の仕様書のつとめを進めている。

異常反応度監視、炉雑音等の検討を進めている。

燃料性能試験に関する基準を原案協で検討してきたが、「常陽」と HTTR の共通の基本的考え方及び HTTR 用基準がまとまった。「常陽」用基準は次年度検討することになっている。

IAEA 主催の炉心変形に関する国際ベンチマークの調整会議の準備を進めている。

日欧の運転経験専門家会議について検討に着手した。

制御棒上部案内管のファイバ스코ープによる PIE を開始した。

原研との情報交換協定及び電中研との耐震研究の契約につき、それぞれ改訂及び延長の手続きを行った。

よう素の Na 中飽和溶解度について報告書を作成した。

1 次・2 次 Na 及び Ar の純度管理分析を行った。その他 R & D 施設の依頼分析を行った。

3. 高速実験炉の炉心特性の測定と解析・評価

本章は、高速実験炉の炉心特性の測定と解析で得られた成果をまとめたものである。

3.1 MK-II 第17サイクル炉心体系における逆時間方程式による投入反応度曲線

報告者 長崎英明, 沖元 豊, 有井祥夫 (炉心・運転計画Gr)

第7回定期検査, 検査項目, 制御棒価値 (A-301) のための資料として, MK-II 第17サイクル炉心体系における制御棒投入反応度曲線を逆時間方程式により求めた。

下図に第17サイクル炉心体系における核出力のダブリングタイムと投入反応度曲線を示す。

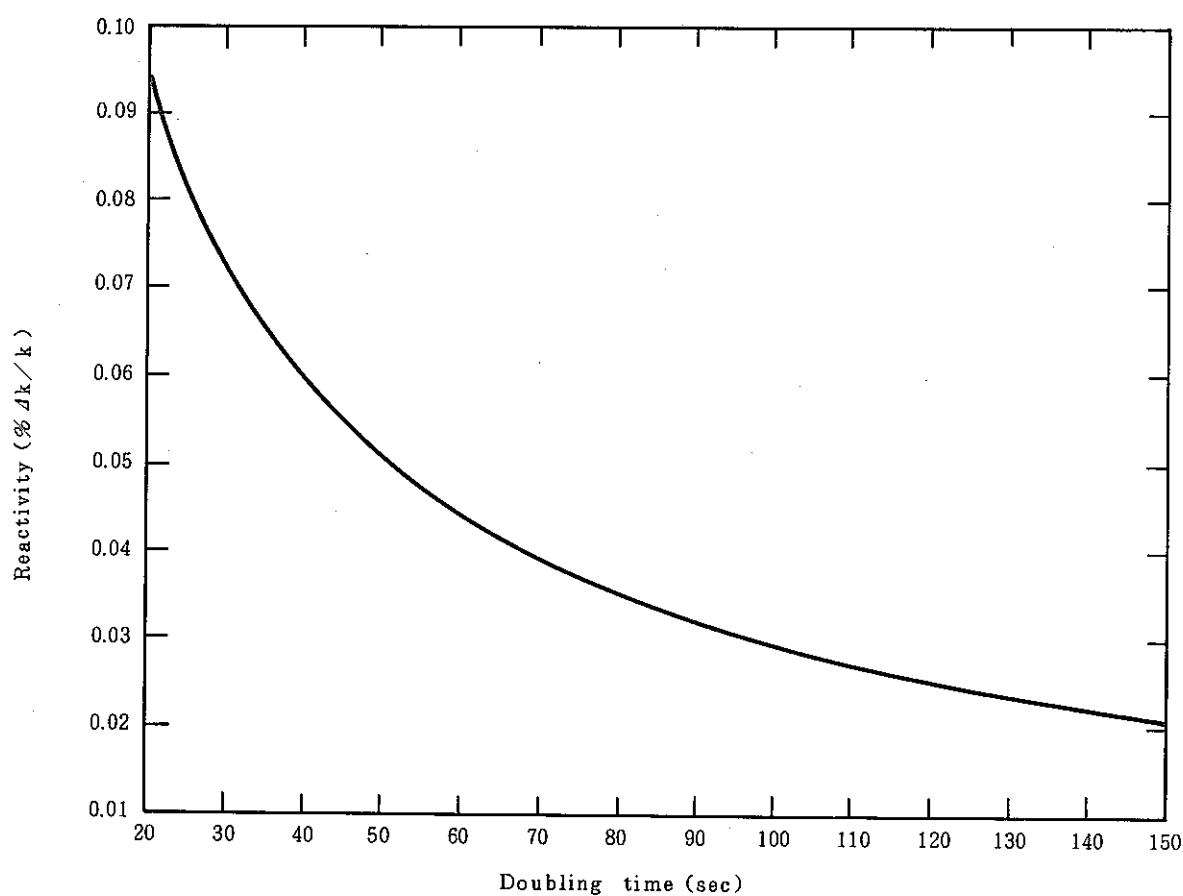


Fig. Fig. 3.1.1 Relation between Doubling time and Reactivity

3.2 MK-II炉心第17サイクル制御棒校正試験結果

報告者 長崎英明, 沖元 豊, 有井祥夫 (炉心運転計画 Cr)

1. 目 的

MK-II炉心第17サイクル(定格出力100MW)起動にあたり制御棒値を測定し原子炉運転及び各種試験に必要な制御棒反応度特性の情報を得る。

2. 試験方法

- 1) 制御棒6本同時差換法により制御棒校正曲線(350mm~650mm)を得る。
- 2) 中性子源増倍法及び6本同時差換法の測定値より制御棒全反応度値を得る。

3. 結 果

MK-II炉心第17サイクルの制御棒校正試験の結果を以下に示す。

1) 制御棒校正曲線

以下に干渉効果補正後校正曲線近似式を示す。

$$\text{制御棒値}(\% \Delta k/k) = - \sum_{i=0}^5 \text{CRCOEF}(i, R) * X^i$$

R: 制御棒番号 X: 制御棒位置(mm)

C R 1	C R 2	C R 3
COEF(0) = -4.1920333D+00	COEF(0) = -1.6905478D+00	COEF(0) = -2.6928953D+00
COEF(1) = 1.8241222D-02	COEF(1) = -4.6347502D-03	COEF(1) = 6.4612224D-03
COEF(2) = -5.4809690D-05	COEF(2) = 2.9446250D-05	COEF(2) = -1.6927572D-05
COEF(3) = 1.2710109D-07	COEF(3) = -2.8155428D-08	COEF(3) = 6.6158812D-08
COEF(4) = -1.5474936D-10	COEF(4) = -1.2096919D-11	COEF(4) = -1.0637497D-10
COEF(5) = 7.0766101D-14	COEF(5) = 1.8561340D-14	COEF(5) = 5.5716502D-14
C R 4	C R 5	C R 6
COEF(0) = -3.7807016D+00	COEF(0) = -5.3361466D+00	COEF(0) = -2.9950422D-01
COEF(1) = 1.7842677D-02	COEF(1) = 3.3994419D-02	COEF(1) = -1.8144761D-02
COEF(2) = -6.3471167D-05	COEF(2) = -1.2749428D-04	COEF(2) = 8.6879929D-05
COEF(3) = 1.6171516D-07	COEF(3) = 2.8463098D-07	COEF(3) = -1.5248803D-07
COEF(4) = -2.0479599D-10	COEF(4) = -3.2067537D-10	COEF(4) = 1.2110842D-10
COEF(5) = 9.6061005D-14	COEF(5) = 1.3946406D-13	COEF(5) = -3.7531604D-14

2) 制御棒全反応度値

以上に差換法データ外挿による制御棒全反応度値を示す。

Control Rod	1	2	3	4	5	6
Total Worth (%Δk/k)	2.20	2.14	2.08	1.99	1.98	1.98

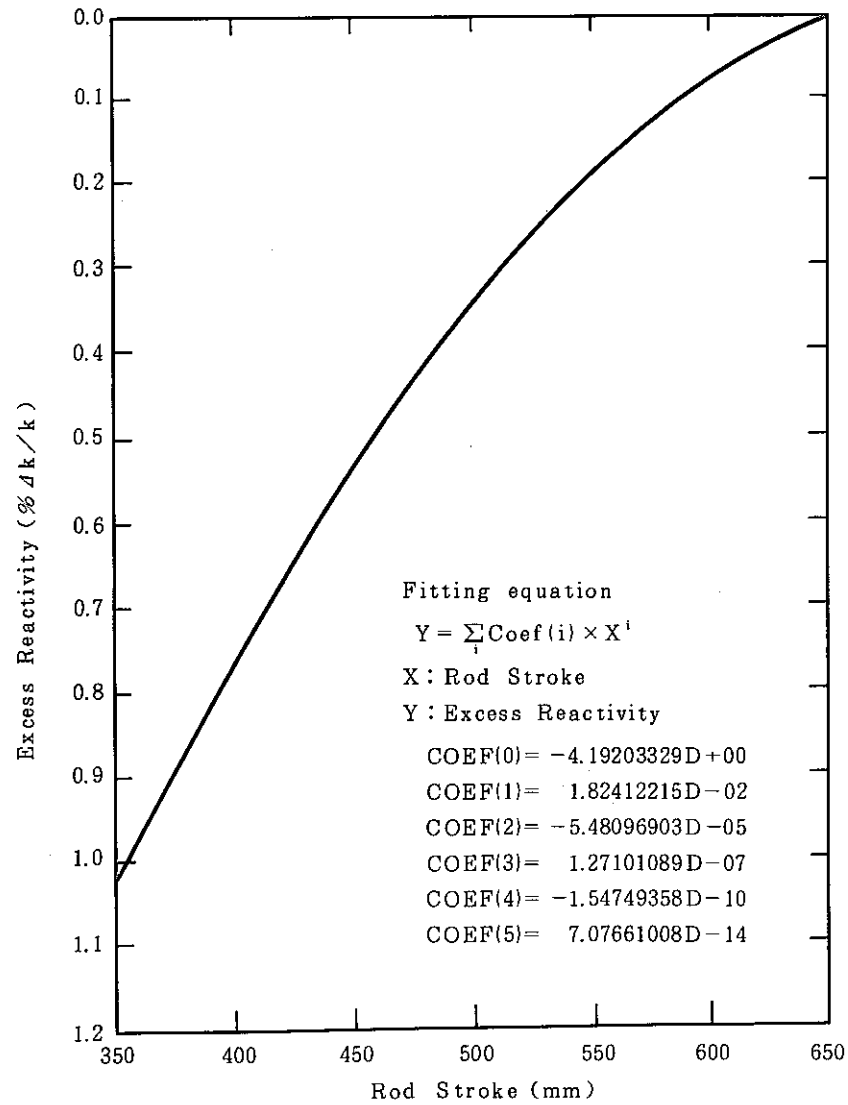


Fig.3.2.1 Stroke Curve (#1)

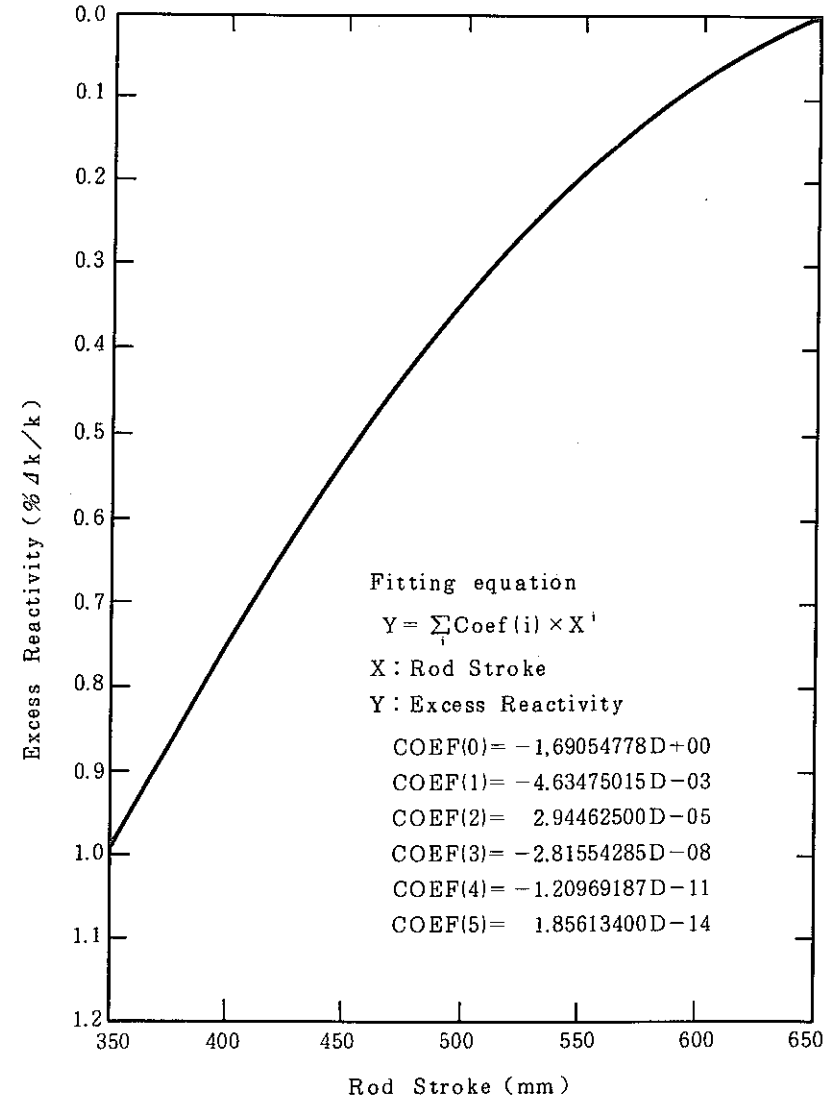


Fig.3.2.2 Stroke Curve (#2)

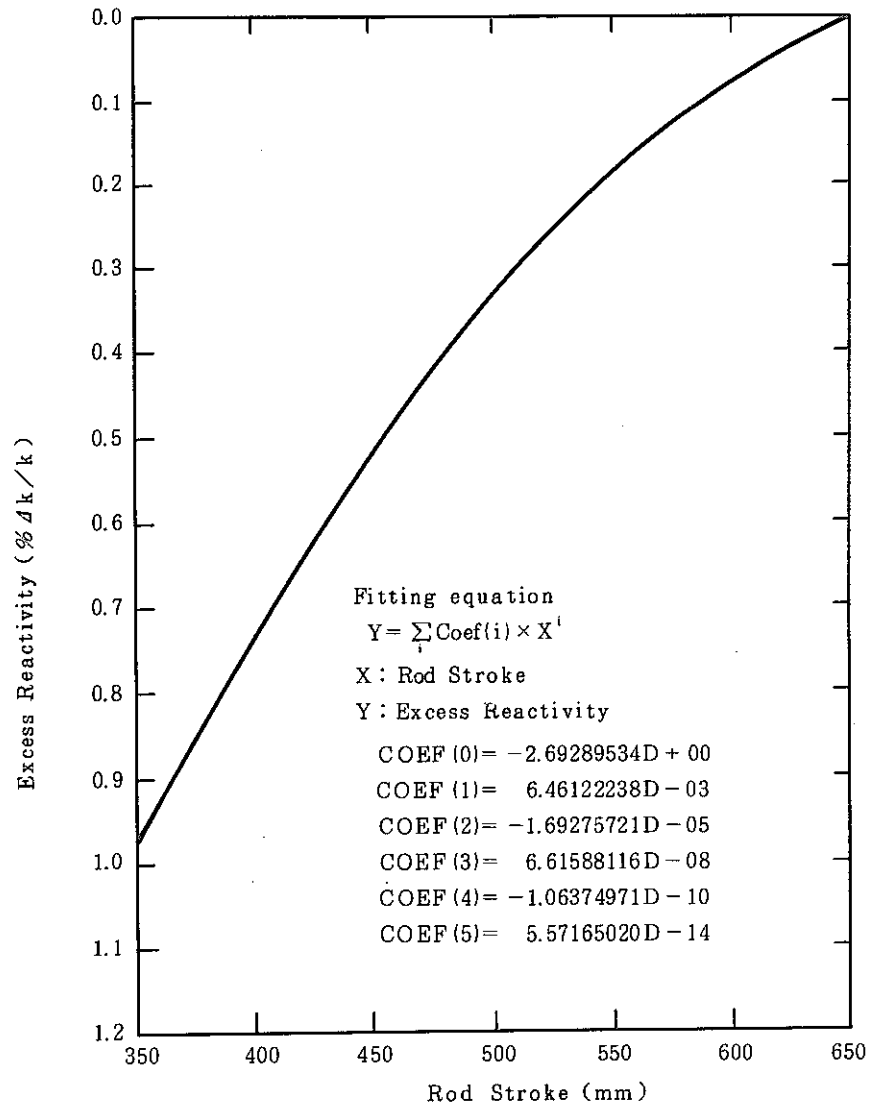


Fig.3.2.3 Stroke Curve (# 3)

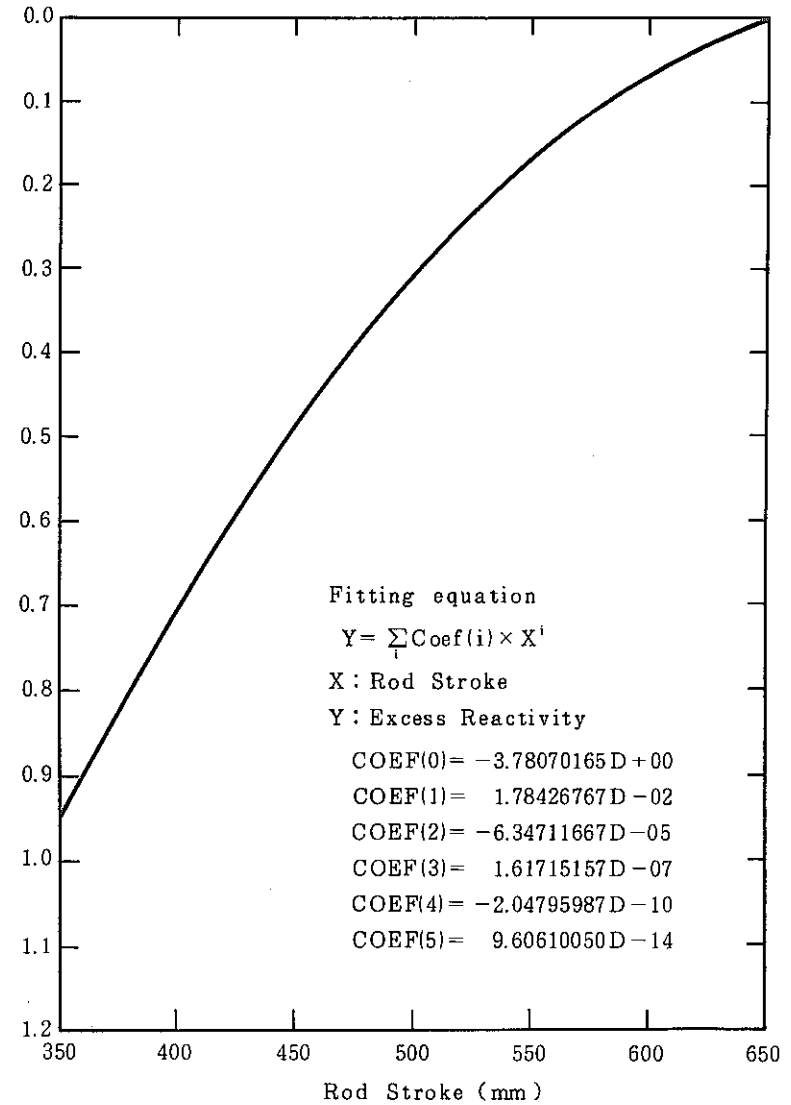


Fig.3.2.4 Stroke Curve (# 4)

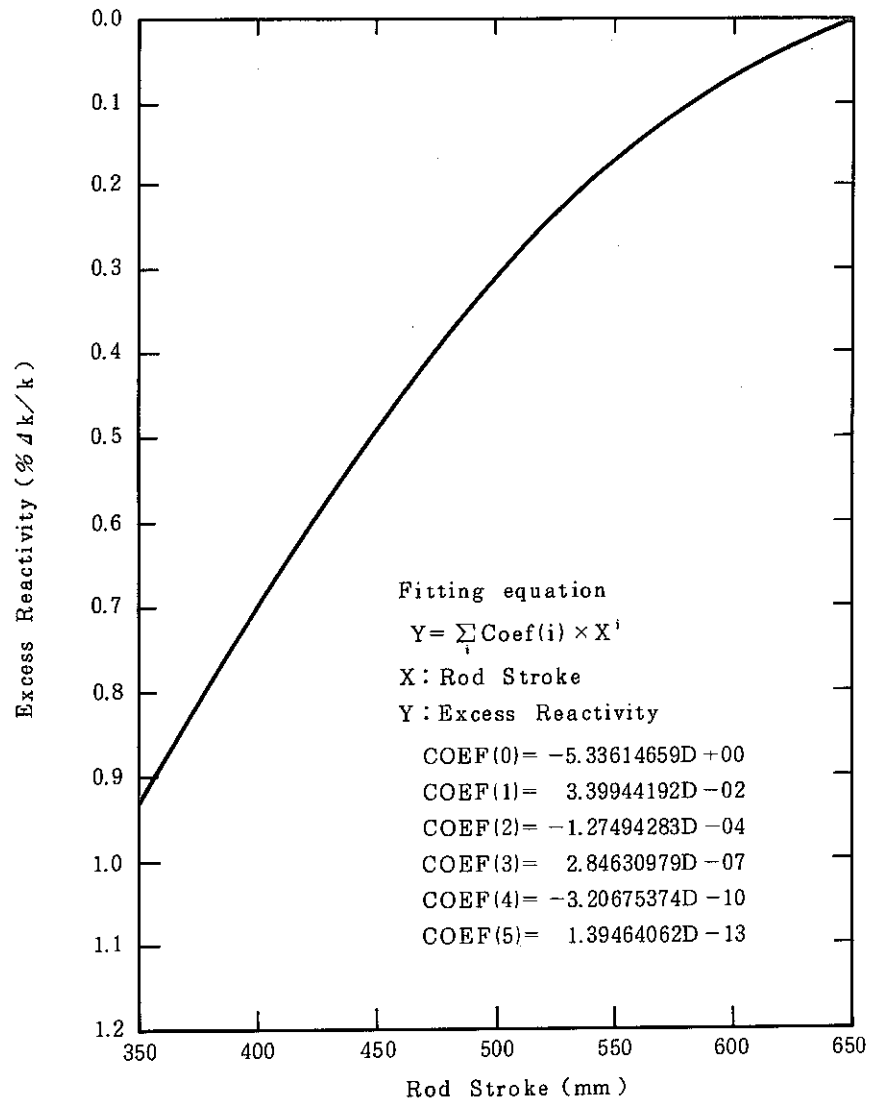


Fig.3.2.5 Stroke Curve (#5)

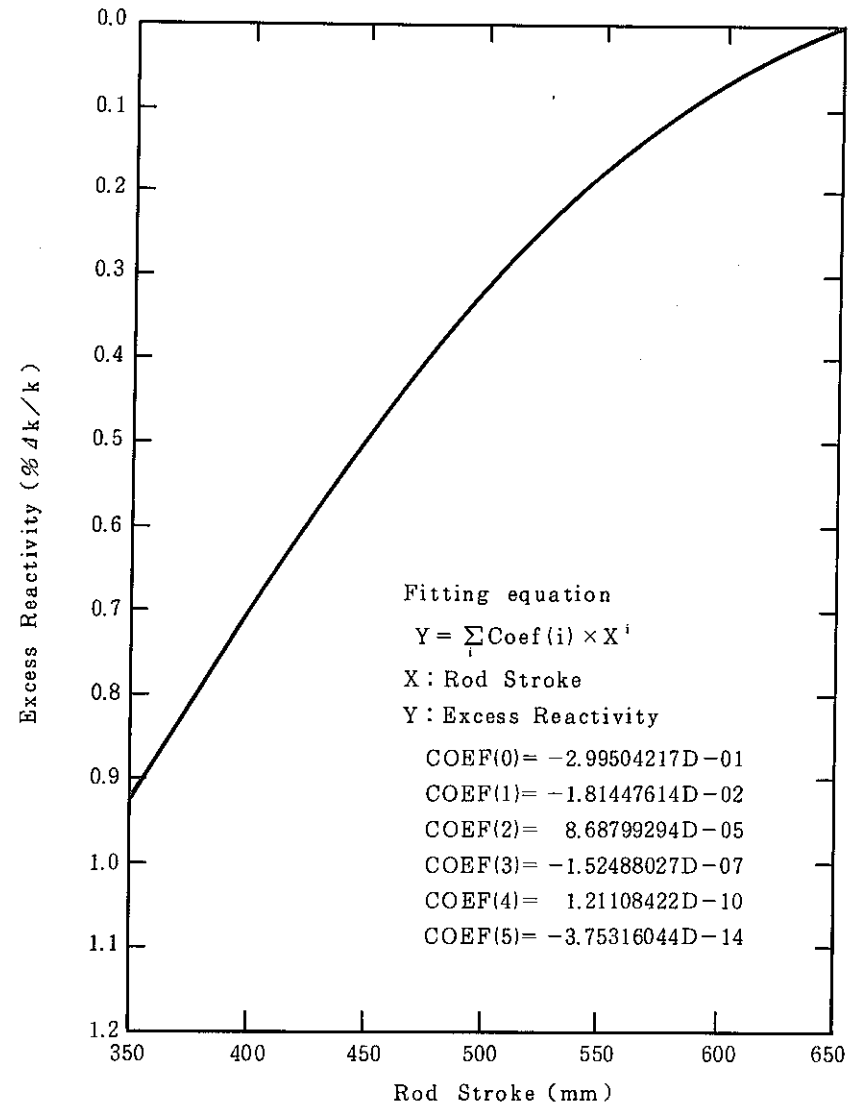


Fig.3.2.6 Stroke Curve (#6)

3.3 MK-II炉心第17サイクルの反応度係数測定結果

報告者 沖元 豊, 長崎英明, 吉田昌宏, 有井祥夫 (炉心運転計画 Gr)

1. 概 要

MK-II炉心第17サイクル運転時の各種反応度を測定し, 原子炉運転及び運転特性試験等に
必要な炉心核特性の情報を得る。

2. 結 果

第17サイクル炉心核特性の測定結果をまとめて Table 3.3.1 及び Fig. 3.3.1 ~ Fig. 3.3.4 に示
す。

Table 3.3.1 Summary of Measured Reactivity Coefficient (17th cycle)

Items	Results					
Cycle Total Power(MWd) * ¹	6838 (1989. 1. 18 ~ 4.1)					
Core Average Burn up (MWd/t) * ²	BOC : 2.24×10^4			EOC : 3.17×10^4		
C/R Total worth (% $\Delta k/k$)	1	2	3	4	5	6
	2.20	2.14	2.08	1.99	1.98	1.98
Excess Reactivity (% $\Delta k/k$) * ³ (at 0 MW, 250℃)	BOC : 2.665			EOC : 0.930		
Isothermal Temperature Coefficient (% $\Delta k/k/^{\circ}C$)	- 4.11×10^{-3} (BOC)					
Flow Rate Reactivity Coefficient (% $\Delta k/k$ /%Flow)	- 2.50×10^{-4} (BOC) - 1.25×10^{-4} (EOC)					
Power Reactivity Coefficient (0~100 MW Average) (% $\Delta k/k$ /MW)	BOC - 5.26×10^{-3}			EOC - 3.83×10^{-3}		
Burn up Reactivity Coefficient ($\times 10^{-4}$ % $\Delta k/k$ / MWd)	Zero Power		Rated Power		Rated Power (Np Ineffective)	
	- 2.54		- 2.33		- 2.31	

* 1 Calculated Value by "JOYDAS"

* 2 Calculated Value by "MAGI"

* 3 Sodium Temperature 250°C, C/R Equality

第17サイクルの過剰反応度測定結果

(1) 第17サイクル BOC（平成元年1月18日）での過剰反応度測定結果

① 0 MW, 250℃での過剰反応度実測値 : 2.665 ($\% \Delta k/k$)

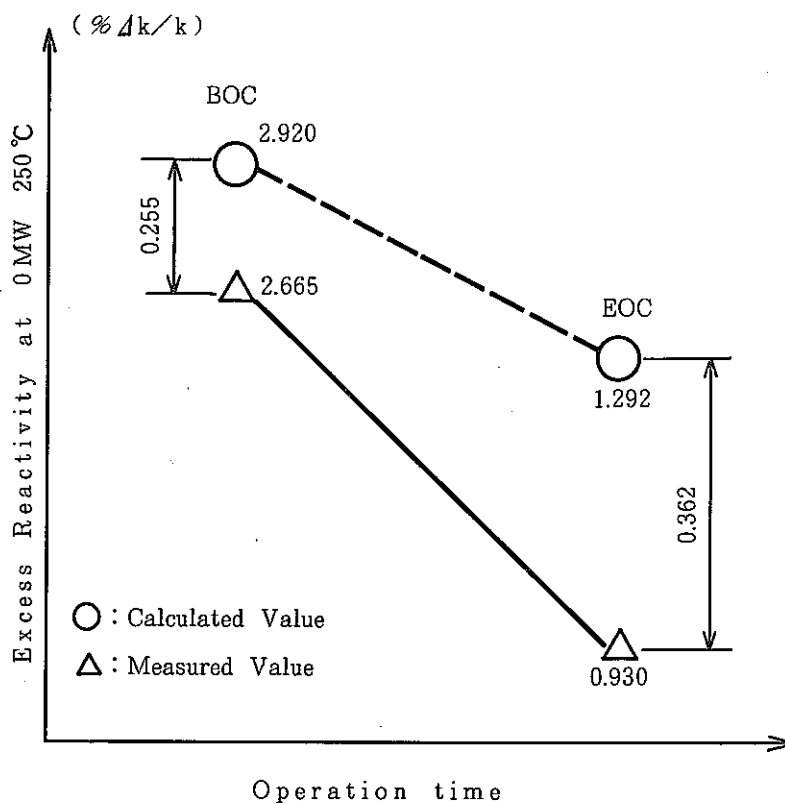
② 0 MW, 250℃での過剰反応度 "MAGI" 計算値 : 2.920 ($\% \Delta k/k$)

(2) 第17サイクル EOC（平成元年4月1日）での過剰反応度測定結果

① 0 MW, 250℃での過剰反応度実測値 : 0.930 ($\% \Delta k/k$)

② 0 MW, 250℃での過剰反応度 "MAGI" 計算値 : 1.292 ($\% \Delta k/k$)

(3) 過剰反応度の実測値と "MAGI" 計算値との比較



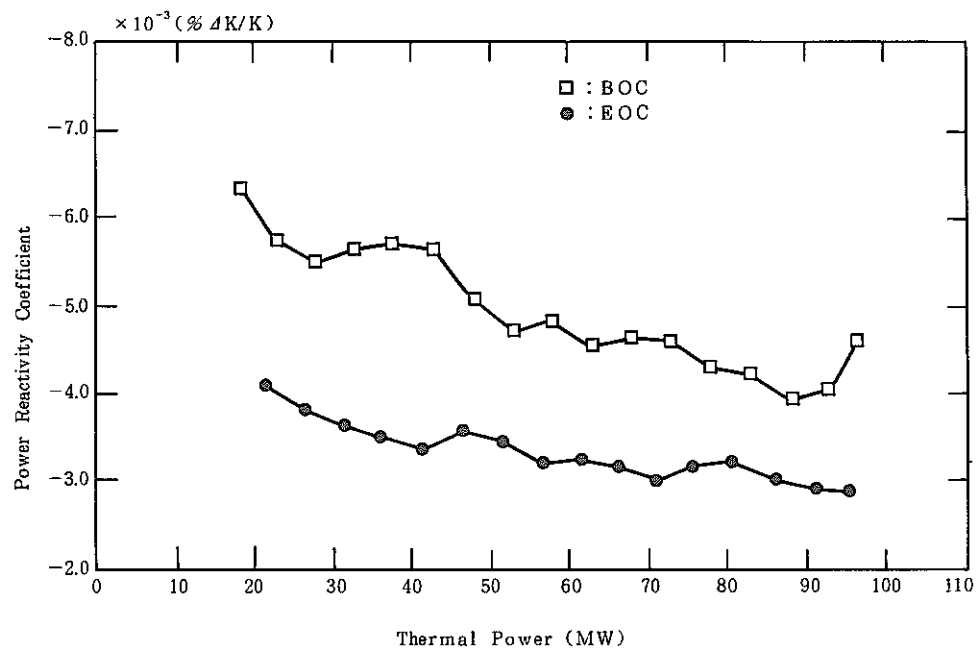


Fig. 3.3.1 Power Dependency of Power Reactivity Coefficient

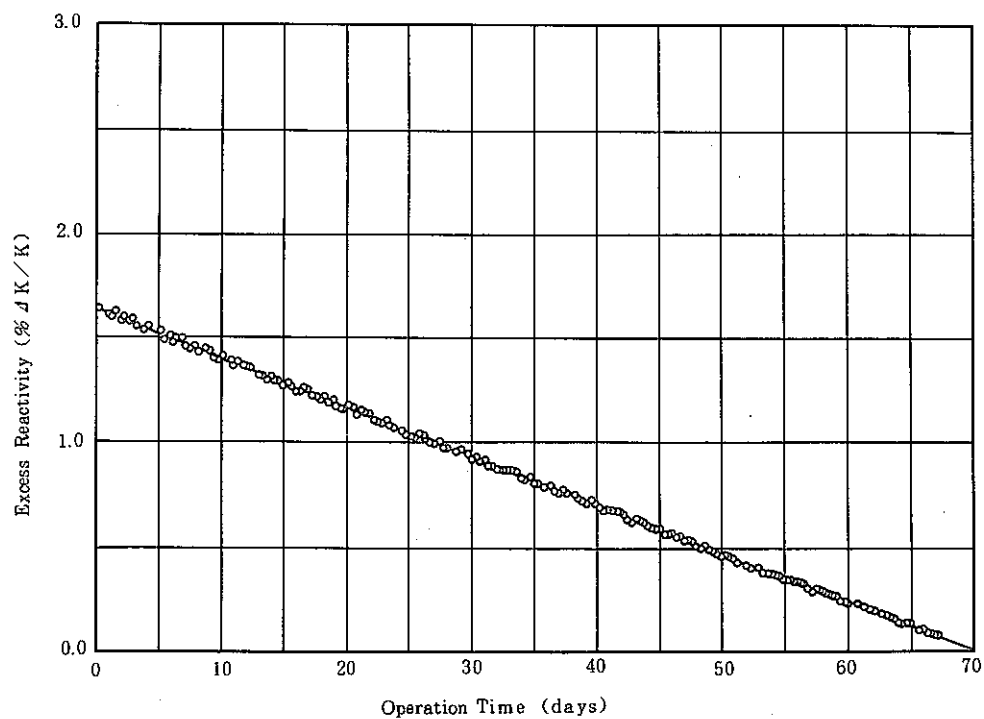


Fig. 3.3.2 Change of Measured Excess Reactivity Depend on Burn up

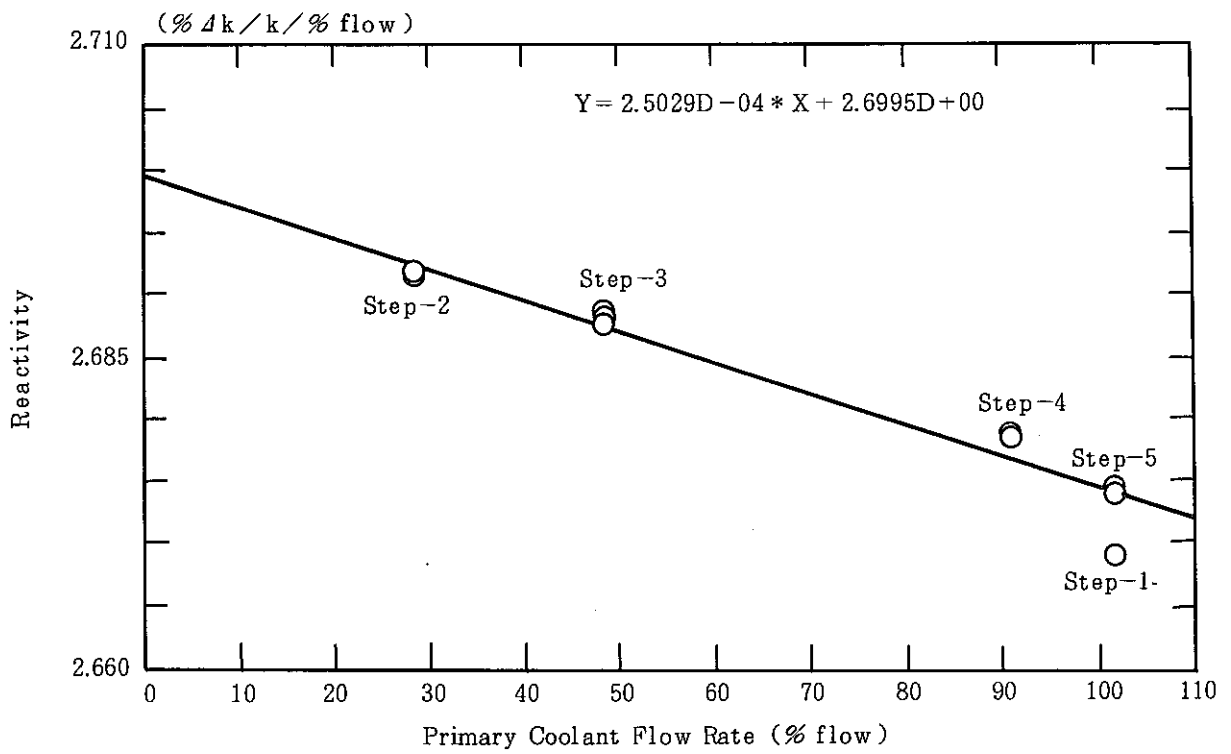


Fig.3.3.3 Flow Dependency of Excess Reactivity

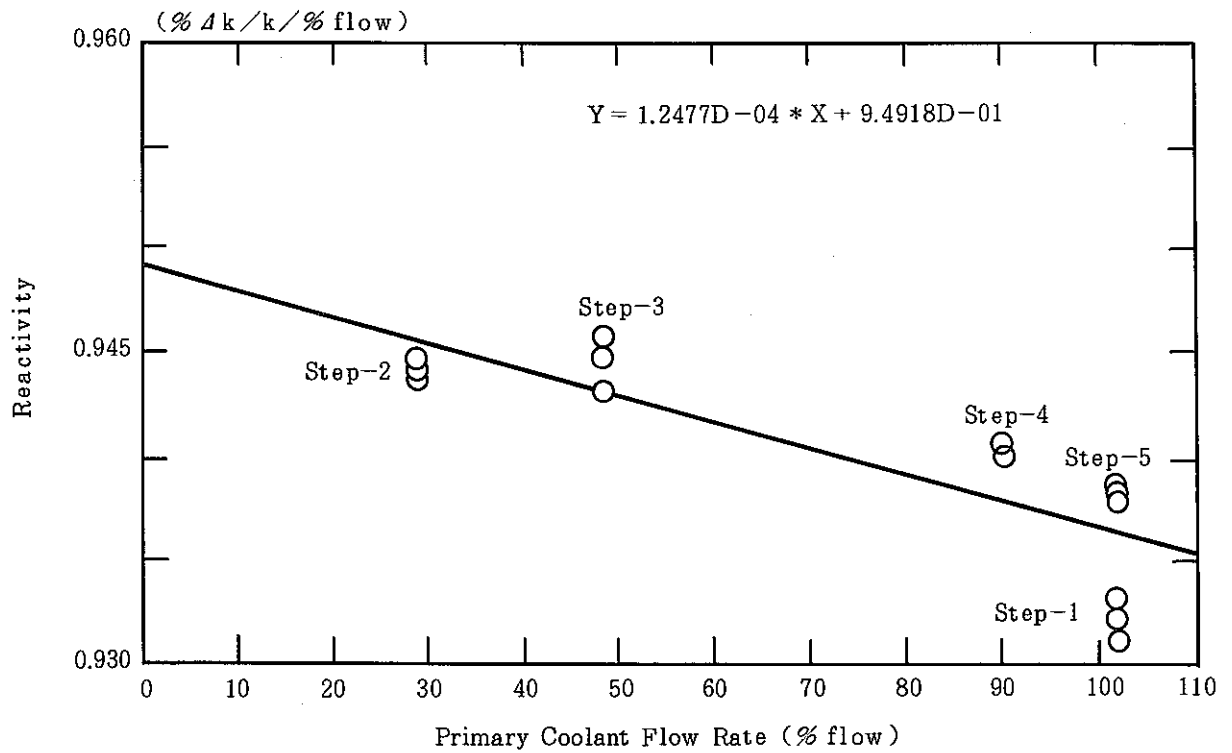


Fig.3.3.4 Flow Dependency of Excess Reactivity

3.4 MK-II炉心定格第17サイクルにおける集合体出口冷却材温度予測の改訂

報告者 田代正夫, 有井祥夫(炉心・運転計画 Gr)

1. 概 要

本資料は, MK-II炉心定格第17サイクルにおける集合体出口温度計装点での冷却材温度予測に関するものであり, 警報設定値の改訂に資する目的で作成した。

Table 3.4.1 Predict of Subassembly Outlet Temperature

Setting- Panel	No	Address	Tempe- rature (°C)
TRA14 • 1 - 1	1	0 0 0	573
	2	1 A 1	545
	3	1 B 1	570
	4	1 C 1	558
	5	1 D 1	556
	6	1 E 1	556
	7	1 F 1	565
	8	2 A 1	551
	9	2 A 2	535
	10	2 B 1	556
	11	3 A 1	548
	12	3 A 2	545
	13	3 B 1	533
	14	4 A 1	493
	15	4 A 2	509
	16	4 A 3	537
	17	4 A 4	517
	18	4 B 1	496
	19	5 A 1	485
	20	5 A 2	520
	21	5 A 3	510
	22	5 A 4	515
	23	5 A 5	489
	24	5 B 1	476
	25	6 A 2	477
	26	6 A 3	480
	27	6 A 4	485
	28	6 A 5	479
	29	6 A 6	476
	30	—	—

Setting- Panel	No	Address	Tempe- rature (°C)
TRA14 • 1 - 2	1	2 B 2	530
	2	2 C 1	535
	3	2 C 2	555
	4	3 B 2	527
	5	3 C 1	523
	6	3 C 2	551
	7	4 B 2	542
	8	4 B 3	515
	9	4 B 4	511
	10	4 C 1	523
	11	4 C 2	521
	12	4 C 3	535
	13	5 B 2	485
	14	5 B 3	519
	15	5 B 4	516
	16	5 B 5	497
	17	5 C 1	493
	18	5 C 2	516
	19	5 C 3	515
	20	5 C 4	498
	21	6 B 2	471
	22	6 B 3	480
	23	6 B 4	494
	24	6 B 5	489
	25	6 B 6	496
	26	6 C 2	505
	27	6 C 3	505
	28	6 C 4	498
	29	6 C 5	500
	30	—	—

Setting- Panel	No	Address	Tempe- rature (°C)
TRA14 • 1 - 3	1	2 D 1	537
	2	2 D 2	550
	3	2 E 1	542
	4	2 E 2	557
	5	3 D 1	554
	6	3 D 2	543
	7	3 E 1	520
	8	3 E 2	546
	9	4 C 4	503
	10	4 D 1	510
	11	4 D 2	508
	12	4 D 3	542
	13	4 D 4	517
	14	4 E 1	509
	15	4 E 2	510
	16	5 C 5	485
	17	5 D 1	476
	18	5 D 2	486
	19	5 D 3	500
	20	5 D 4	508
	21	5 D 5	485
	22	5 E 1	487
	23	5 E 2	486
	24	6 C 6	490
	25	6 D 2	485
	26	6 D 3	473
	27	6 D 4	480
	28	6 D 5	477
	29	6 D 6	467
	30	6 E 2	490

Setting- Panel	No	Address	Tempe- rature (°C)
TRA14 • 1 - 4	1	2 F 1	545
	2	2 F 2	529
	3	3 F 1	540
	4	3 F 2	534
	5	4 E 3	507
	6	4 E 4	502
	7	4 F 1	506
	8	4 F 2	526
	9	4 F 3	505
	10	4 F 4	506
	11	5 E 3	503
	12	5 E 4	520
	13	5 E 5	475
	14	5 F 1	471
	15	5 F 2	400
	16	5 F 3	506
	17	5 F 4	509
	18	5 F 5	489
	19	6 E 3	470
	20	6 E 4	468
	21	6 E 5	480
	22	6 E 6	460
	23	6 F 2	466
	24	6 F 3	493
	25	6 F 4	480
	26	6 F 5	470
	27	6 F 6	476
	28	—	—
	29	—	—
	30	—	—

3.5 集合体出口温度計の履歴について

報告者 深見明弘, 井川健一, 杉江嘉彦, 島田裕一 (異常監視技術 Gr)

1. 概 要

S/A 出口温度監視の一環として, 第 6 列の第 10 サイクルより第 17 サイクルまでの温度履歴を Table 3.5.1 にまとめた。

2. 評 価

全体を通して見るかぎり, なんらかの影響による傾向は見られない。したがって, 6 列付近においては出入口による流量や燃料等による大きな影響は受けていないと思われる。

Table 3.5.1 History of S/A out temperature (6 line)

(°C)																			
項目	10CY	11CY	12CY	13CY	14CY	15CY	16CY	17CY	MAX	MIN	AVE	17- AV	11-10	12-11	13-12	14-13	15-14	16-15	17-16
6A2	475	476	476	483	479	477	475	477	483	475	477	0	1	0	7	-4	-2	-2	2
6A3	477	477	479	484	473	483	480	478	484	473	479	-1	0	2	5	-11	10	-3	-2
6A4	489	489	487	486	484	491	482	486	491	482	487	-1	0	-2	-1	-2	7	-9	4
6A5	481	481	484	482	482	480	480	485	485	480	482	3	0	3	-2	0	-2	0	5
6A6	480	480	484	479	479	478	478	481	484	478	480	1	0	4	-5	0	-1	0	3
6B2	484	483	487	474	471	475	476	473	487	471	478	-5	-1	4	-13	-3	4	1	-3
6B3	487	491	491	483	479	482	487	478	491	478	485	-7	4	0	-8	-4	3	5	-9
6B4	488	497	496	492	496	496	494	490	497	488	494	-4	9	-1	-4	4	0	-2	-4
6B5	487	496	494	489	494	495	494	491	496	487	493	-2	9	-2	-5	5	1	-1	-3
6B6	491	498	495	491	499	500	496	499	500	491	496	3	7	-3	-4	8	1	-4	3
6C2	496	506	503	499	496	502	503	507	507	496	502	6	0	-3	-4	-3	6	1	4
6C3	499	503	502	497	498	501	499	505	505	497	501	5	4	-1	-5	1	3	-2	6
6C4	496	502	499	494	498	499	498	504	504	494	499	5	6	-3	-5	4	1	-1	6
6C5	487	497	495	491	489	493	491	498	498	487	493	5	10	-2	-4	-2	4	-2	7
6C6	473	485	484	484	475	484	482	489	489	473	482	7	12	-1	0	-9	9	-2	7
6D2	477	478	477	480	473	477	476	481	481	473	477	4	1	-1	3	-7	4	-1	5
6D3	477	478	477	478	474	472	475	480	480	472	476	4	1	-1	1	-4	-2	3	5
6D4	484	484	482	480	477	473	474	478	484	473	479	-1	0	-2	-2	-3	-4	1	4
6D5	495	490	489	480	476	477	477	481	495	476	483	-2	-5	-1	-9	-4	1	0	4
6D6	493	488	489	475	472	470	473	475	493	470	479	-4	-5	1	-14	-3	-2	3	2
6E2	492	489	489	481	477	478	477	487	492	477	484	3	-3	0	-8	-4	1	-1	10
6E3	480	476	476	477	474	473	467	474	480	467	475	-1	-4	0	1	-3	-1	-6	7
6E4	473	476	476	472	460	462	463	476	476	460	470	6	3	0	-4	-12	2	1	13
6E5	480	482	483	477	468	466	467	480	483	466	475	5	2	1	-6	-9	-2	1	13
6E6	485	486	485	477	457	465	458	459	486	457	472	-13	1	-1	-8	-20	8	-7	1
6F2	497	496	498	469	466	467	467	473	498	466	479	-6	-1	2	-29	-3	1	0	6
6F3	503	501	504	487	486	475	478	495	504	475	491	4	-2	3	-17	-1	-11	3	17
6F4	500	497	498	481	474	468	475	484	500	468	485	-1	-3	1	-17	-7	-6	7	9
6F5	495	492	496	474	468	464	462	476	496	462	478	-2	-3	4	-22	-6	-4	-2	14
6F6	468	467	472	473	478	468	473	483	483	467	473	10	-1	5	1	5	-10	5	10

3.6 第17サイクル“MAGI”予測計算と実測値との差について

報告者 原 俊治, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 目 的

第17サイクルBOCに於いて、反応度の予測値が実測値に対しかなり(制御棒位置で1体5mm, 6体で0.14% $\Delta k/k'$ 相当)過大評価していた。この予測値は“MAGI”予測計算結果を基に、従来の実測値と計算結果の関係から割り出した補正值を用いて算出したものである。

今回“MAGI”による第17サイクル予測計算についての傾向と入力条件等について調査したので報告する。

2. 第17サイクル“MAGI”予測計算値の傾向

第13サイクル～第17サイクルまでの“MAGI”計算値、予測値、実測値の比較を下表に示す。下表より実測値との差は第13～第16サイクルまでは、0.1% $\Delta k/k'$ 以下であるのに対して第17サイクルは0.247% $\Delta k/k'$ と0.147% $\Delta k/k'$ 程度差が大きくなっている。この差がそのまま制御棒の予測値の差に反映したと思われる。

3. 第17サイクル“MAGI”予測計算のチェック

- i) 炉心構成：全ての炉内装荷集合体について計算に使用した構成と一致していた。
- ii) 集合体組成：新燃料及び炉内装荷集合体とも計算に使用した初期原子数密度は照射課支給の実組成データと一致していた。
- iii) ソースの修正による影響：第17サイクルに於いて新バージョンを使用したもので、溯って第15, 16サイクルの計算も行ってみたが旧バージョンとの反応度の違いはなかった。

4. 評 価

入力条件については誤りは認められなかった。更に“MAGI”コードの計算に問題がないか継続調査中であるが、入力となる設定値に問題のないことから、この差は第18サイクル以降の予測計算にも伝播するものとして、現状では従来の補正值0.1% $\Delta k/k'$ に加えて0.147% $\Delta k/k'$ の補正を行った方が安全側と考えられる。

Cycle	BOC (% $\Delta K/KK'$)						EOC (% $\Delta K/KK'$)					
	MAGI ① Calc.	②-①	② Forecasted	③-②	③ Measured	③-①	MAGI ④ Calc.	⑤-④	⑤ Forecasted	⑥-⑤	⑥ Measured	⑥-④
13	3.470	-0.170	3.300	-0.084	3.384	-0.09	2.202	-0.090	2.112	-0.101	2.011	-0.191
14	3.076	-0.191	2.905	0.081	2.986	-0.090	1.714	-0.090	1.624	-0.096	1.528	-0.186
15	3.082	-0.186	2.896	0.085	2.981	-0.101	1.464	-0.102	1.362	-0.108	1.254	-0.210
16	2.245	-0.069	2.176	0.012	2.188	-0.057	1.536	-0.057	1.479	-0.081	1.398	-0.138
17	2.907	-0.138	2.769	-0.109	2.660	-0.247	1.279	-0.138	1.141	-	-	-

3.7 制御棒駆動機構延長管の熱収縮による過剰反応度補正方法の見直し

報告者 吉田昌宏, 沖元 豊, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

現在使用している制御棒駆動機構延長管 (以下 CRD) 熱収縮の補正方法では、過剰反応度の時間変化を十分に補正できない。この原因としては、

- ・ CRD 熱収縮による反応度変化量の制御棒位置、制御棒校正曲線依存性を考慮していない。
- ・ CRD 熱収縮以外の過剰反応度時間変化の要因 (N_p の崩壊、炉容器の熱変位の効果) を同時に補正しているが、この量が適切でない。

の 2 点が挙げられる。これらを解決するように、以下の方法で新補正式を作成した。

- ・ 過剰反応度の時間変化を制御棒位置の時間変化に変換し、補正を行う際には制御棒位置の変化と制御棒校正曲線より反応度変化量を求めて、それを補正量とする。
- ・ N_p の崩壊、炉容器の熱変位の効果と CRD の熱収縮の効果を分離して、CRD 熱収縮量のみを評価する。

上記 2 点を考慮して作成した新補正式を以下に示す。補正を行う際にはラッチ後経過時間 t (min) を次式に代入し、補正後制御棒位置 h' (mm) を求め、制御棒校正曲線より反応度ワースを計算する。

$$h' = h - 3.68373 \times 10^{-5} \cdot t^2 + 9.56315 \times 10^{-3} \cdot t - 6.24062 \times 10^{-1} \quad (0 \leq t \leq 130)$$

$$h' = h \quad (130 < t)$$

上式による補正法は既存法と比較して、BOCにおける過剰反応度の時間変化を平坦にすることが確認された (Fig. 3.7.1 参照)。さらに CRD 熱収縮の飽和時間は過去のラッチ点ドリフト現象飽和時間の測定値とほぼ一致した。これより新補正法は妥当であると考えられる。しかし、過剰反応度の時間変化として CRD 熱収縮以外に N_p の崩壊と炉容器の熱変位によるものが、サイクル EOC において観測されており、現在、その評価方法について検討中である。

今後、各サイクルの特性試験のデータ処理は上記の方法により行うものとする。

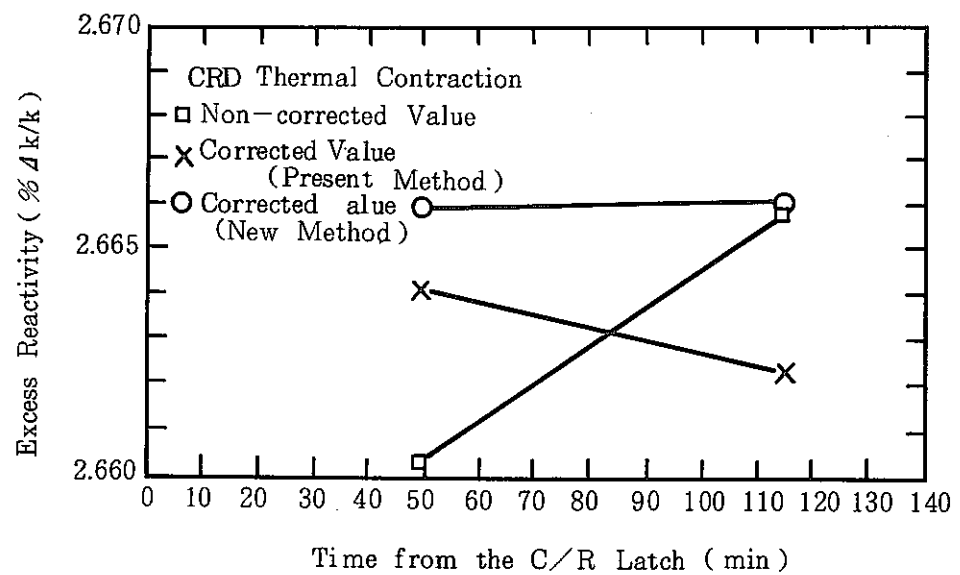
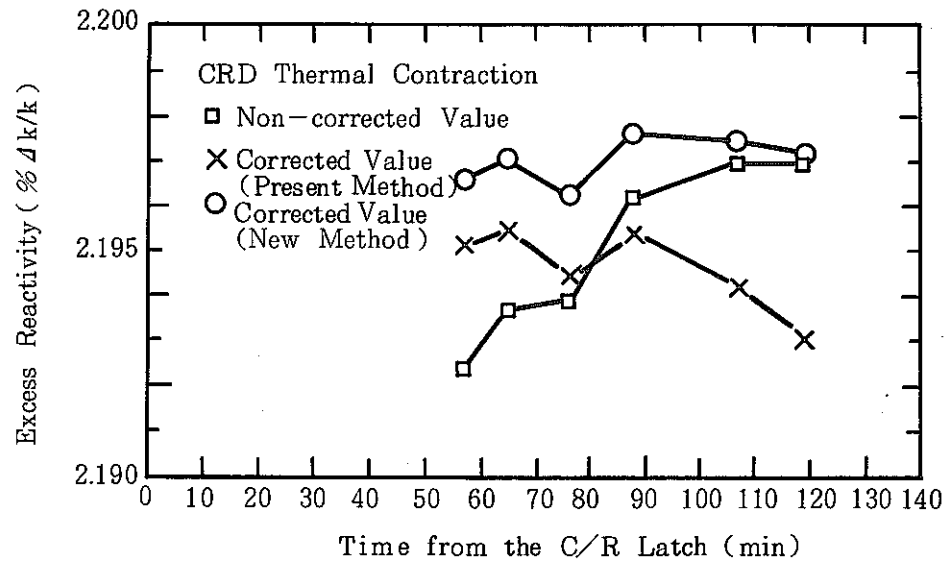


Fig. 3.7.1 Time Dependency of Excess Reactivity

3.8 反応度計入力用動特性パラメータ（MK-II炉心第18サイクル）の予測計算

報告者 内海稔尚, 吉田昌宏, 有井祥夫（炉心・運転計画 Gr）

1. 概 要

技-63-315において「常陽」MK-II定格第18サイクルにおける動特性パラメータの計算結果を報告したが、17サイクルから装荷したC5JとB6の実組成データ（照射課支給）が変更になり、PFD402の実組成データに入力ミスがあり、さらに18サイクル燃交計画も変更になった。そこで17、18サイクルの動特性パラメータを再計算したので報告する。

2. 計算結果

(1) 過剰反応度予測（OMW, 250℃）

Excess Reactivity (Calculated by "MAGI")

BOC	3.370 %Δk/k
EOC	1.763 %Δk/k

Predict Value of Excess
Reactivity

$$\rho = \rho_M - 0.2$$

ρ_M : Calculated Value by
"MAGI"

(2) 動特性パラメーター

① β_{eff}

	16th Cycle	17th Cycle	18th Cycle
β_1	1.253×10^{-4}	1.271×10^{-4}	1.288×10^{-4}
β_2	9.169×10^{-4}	9.237×10^{-4}	9.300×10^{-4}
β_3	7.996×10^{-4}	8.058×10^{-4}	8.120×10^{-4}
β_4	1.607×10^{-3}	1.623×10^{-3}	1.638×10^{-3}
β_5	6.332×10^{-4}	6.363×10^{-4}	6.401×10^{-4}
β_6	1.687×10^{-4}	1.690×10^{-4}	1.696×10^{-4}
β_{TOT}	4.251×10^{-3}	4.285×10^{-3}	4.318×10^{-3}

② λ_{eff} (sec⁻¹)

	16th Cycle	17th Cycle	18th Cycle
λ_1	1.283×10^{-2}	1.283×10^{-2}	1.283×10^{-2}
λ_2	3.139×10^{-2}	3.140×10^{-2}	3.141×10^{-2}
λ_3	1.272×10^{-1}	1.270×10^{-1}	1.268×10^{-1}
λ_4	3.312×10^{-1}	3.308×10^{-1}	3.304×10^{-1}
λ_5	$1.396 \times 10^{+0}$	$1.395 \times 10^{+0}$	$1.395 \times 10^{+0}$
λ_6	$3.777 \times 10^{+0}$	$3.779 \times 10^{+0}$	$3.781 \times 10^{+0}$

③ ℓ_p

(sec)

	16th Cycle	17th Cycle	18th Cycle
ℓ_p	4.487213×10^{-7}	4.502384×10^{-7}	4.452631×10^{-7}

*: 今回変更したデータ

(技-63-450)

4. 炉心変形挙動の解析・検討

本章は、炉心構成要素の変形挙動解析に関する成果をまとめたものである。

4.1 IAEA 炉心変形解析コードの国際比較 Stage-2 問題 (EX-2) の入力データの作成 ("BEACON" 炉心構成要素軸方向ノード均等分割バージョン用)

報告者 奥田英一 (原子炉利用 Gr)

1. 目的

IAEA 主催, 炉心変形解析コードの国際比較 Stage-2 問題 (EX-2) の "BEACON" コード入力用温度データを作成する。

2. 内容

- (1) ラップ管壁対面間温度差 (実測データ) table 4.1.1
- (2) ラップ管壁周方向温度分布 (実測データの最大値を 1.0 として規格化したもの)
..... table 4.1.2
- (3) "BEACON" 入力用温度データ (S/A No. 0 ~ 9)
 - ・軸方向ノード均等 20 分割
 - ・ラップ管壁, 辺中心部温度 (分点数 = 1)
 - ・代表例として, S/A No. 1 の温度入力用データを Table 4.1.3. に示す。

3. ラップ管温度の補間法

- (1) 周方向分布, 軸方向分布について測定点間の補間は直線近似とする。
- (2) 軸方向のラップ管対面間温度差は, S/A 軸方向位置 = 570 mm および, S/A 頂部 (= 2430 mm) で "0" とする。
- (3) バンドヒータの取付面に相対するラップ管壁面の温度は室温 (= 20℃) とする。
その他, 算出法の詳細については, SN9450 88-003 参照。

4. その他

- (1) No. 0 の集合体には電気ヒータが設置されていないが, 隣接集合体からの入熱により, 集合体壁の対面間温度差が生じている。ここでは入熱側のラップ管壁にヒータが設置されているものと仮定し, 3 の方法によりラップ管温度を計算した。

Table 4.1.1 Wrapper tube flat to flat temperature difference

(°C)

S/A No Axial level	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
800	-12.9	20.6	25.2	28.3	25.7	30.9	25.2	30.9	41.2	2.6
1040	-15.4	15.4	25.2	28.3	25.7	38.6	20.6	28.3	43.7	0
1340	-15.4	12.9	36.0	28.3	30.9	28.3	25.7	28.3	36.0	0
1840	-15.4	18.0	20.6	33.4	15.4	25.7	20.6	25.2	36.0	0
2310	0	-2.6	-2.6	-5.2	0	0	-5.2	-5.2	2.6	2.6

+ : direction No 0 → No 9

Table 4.1.2. Temperature at the point on the circumference of wrapper tube wall

Axial level = 770 (mm)

Point	Normal. Temp. (°C)
Cr - p (1, 7)	Cr - temp (1, 7) = 0.000
Cr - p (1, 6)	Cr - temp (1, 6) = .014
Cr - p (1, 5)	Cr - temp (1, 5) = .072
Cr - p (1, 4)	Cr - temp (1, 4) = .140
Cr - p (1, 3)	Cr - temp (1, 3) = .330
Cr - p (1, 2)	Cr - temp (1, 2) = .590
Cr - p (1, 1)	Cr - temp (1, 1) = 1.000
Cl - p (1, 1)	Cl - temp (1, 1) = 1.000
Cl - p (1, 2)	Cl - temp (1, 2) = .820
Cl - p (1, 3)	Cl - temp (1, 3) = .380
Cl - p (1, 4)	Cl - temp (1, 4) = .190
Cl - p (1, 5)	Cl - temp (1, 5) = .096
Cl - p (1, 6)	Cl - temp (1, 6) = -.014
Cl - p (1, 7)	Cl - temp (1, 7) = 0.000

Axial level = 1330 (mm)

Point	Normal. Temp. (°C)
Cr - p (2, 7)	Cr - temp (2, 7) = 0.000
Cr - p (2, 6)	Cr - temp (2, 6) = -.016
Cr - p (2, 5)	Cr - temp (2, 5) = .031
Cr - p (2, 4)	Cr - temp (2, 4) = .094
Cr - p (2, 3)	Cr - temp (2, 3) = .410
Cr - p (2, 2)	Cr - temp (2, 2) = .660
Cr - p (2, 1)	Cr - temp (2, 1) = 1.000
Cl - p (2, 1)	Cl - temp (2, 1) = 1.000
Cl - p (2, 2)	Cl - temp (2, 2) = .750
Cl - p (2, 3)	Cl - temp (2, 3) = .350
Cl - p (2, 4)	Cl - temp (2, 4) = .160
Cl - p (2, 5)	Cl - temp (2, 5) = 0.000
Cl - p (2, 6)	Cl - temp (2, 6) = -.120
Cl - p (2, 7)	Cl - temp (2, 7) = 0.000

Axial Level = 2300 (mm)

Point	Normal. Temp. (°C)
Cr - p (3, 7)	Cr - temp (3, 7) = 0.000
Cr - p (3, 6)	Cr - temp (3, 6) = 083
Cr - p (3, 5)	Cr - temp (3, 5) = 210
Cr - p (3, 4)	Cr - temp (3, 4) = 380
Cr - p (3, 3)	Cr - temp (3, 3) = 630
Cr - p (3, 2)	Cr - temp (3, 2) = 920
Cr - p (3, 1)	Cr - temp (3, 1) = 1.000
Cl - p (3, 1)	Cl - temp (3, 1) = 1.000
Cl - p (3, 2)	Cl - temp (3, 2) = 760
Cl - p (3, 3)	Cl - temp (3, 3) = 480
Cl - p (3, 4)	Cl - temp (3, 4) = 200
Cl - p (3, 5)	Cl - temp (3, 5) = 040
Cl - p (3, 6)	Cl - temp (3, 6) = 0.000
Cl - p (3, 7)	Cl - temp (3, 7) = 0.000

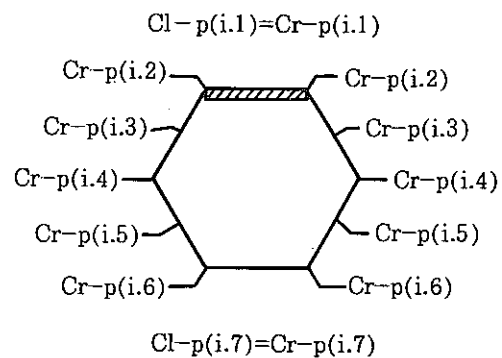


Table 4.1.3 TEMF-DATA for IAEA BENCH-MARK TEST EX - 2

Number of Assembly = 1

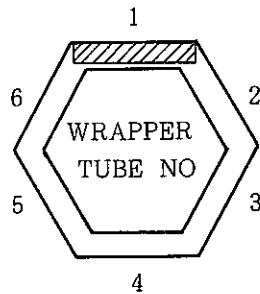
Length of S/A = 2440 (mm)

Number of NODE = 20

Length of NODE = 122 (mm)

Wall No : R 7 → R 1, L1 → L7

Input No : (1) → (7) , (8) → (14)



Room Temperature = 20 (°C)

Temp. Difference between surface of wrapper wall along the axes

INFUT DATA for BEACON code Temp data → One point par wrapper tube.

Point	Level	Temp - 1	Temp - 2	Temp - 3	Temp - 4	Temp - 5	Temp - 6
1	122.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
2	244.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
3	366.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
4	488.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
5	610.00	23.58	21.18	20.26	20.00	20.34	21.36
6	732.00	34.51	24.79	21.04	20.00	21.39	25.51
7	854.00	39.43	26.65	21.28	20.00	21.59	27.30
8	976.00	36.79	26.03	20.96	20.00	21.02	26.19
9	1098.00	34.92	25.62	20.72	20.00	20.59	25.41
0	1220.00	33.90	25.48	20.54	20.00	20.26	24.95
11	1342.00	32.92	25.33	20.43	20.00	20.01	24.54
12	1464.00	34.16	26.24	20.79	20.00	20.08	25.21
13	1586.00	35.41	27.21	21.21	20.00	20.16	25.92
14	1708.00	36.65	28.26	21.68	20.00	20.26	26.67
15	1830.00	37.90	29.37	22.21	20.00	20.37	27.46
16	1952.00	33.09	27.21	21.91	20.00	20.34	25.67
17	2074.00	27.74	24.48	21.30	20.00	20.24	23.48
18	2196.00	22.40	21.45	20.46	20.00	20.09	21.12
19	2318.00	17.57	18.47	19.49	20.00	19.90	18.84
20	2440.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00

4.2 IAEA 炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2 問題 (EX-1, EX-2) 用データの作成 ("BEACON" 炉心構成要素軸方向ノード不等分割バージョン用)

報告者 奥田英一 (原子炉利用 Gr)

1. 目的

IAEA 主催, 炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2 問題 (EX-1, EX-2) "BEACON" (炉心構成要素軸方向ノード不等分割バージョン) コード入力用温度データを作成する。

2. 内容

- (1) ラッパ管壁対面間温度差 (実測データ) EX-1A/B ——— table 4.2.1 (1)
EX-2 ————— table 4.2.1 (2)
- (2) ラッパ管周方向温度分布 (実測データの最大値を 1.0 として規格化したもの)
————— table 4.2.2
- (3) EX-1A/B, EX-2 形状モデル, 断面 2 次モーメント — Fig. 4.2.1
- (4) 温度データ (軸方向ノード不均等 30 分割, ラッパ管壁辺中心部温度)
 - EX-1A (単体) ————— table 4.2.3
 - EX-1B (単体) ————— table 4.2.4
 - EX-2 (S/A No. 0 ~ 9)

代表例として, S/A No. 1 の温度入力用テーブルを table 5 に示す。

3. その他

- (1) ラッパ管温度の算出法の詳細については, PNC SN 9450 88-003 「IAEA/IWGFR Coordinated Research Programme on Intercomparison of LMFBR Core Mechanics Codes」-Japanese ex-reactor data for the validation exercise- "Revised Edition" 参照。
- (2) 本データは, BEACON の改良 (軸方向ノードの不等分割化) のためのチェック計算に用いるものとする。

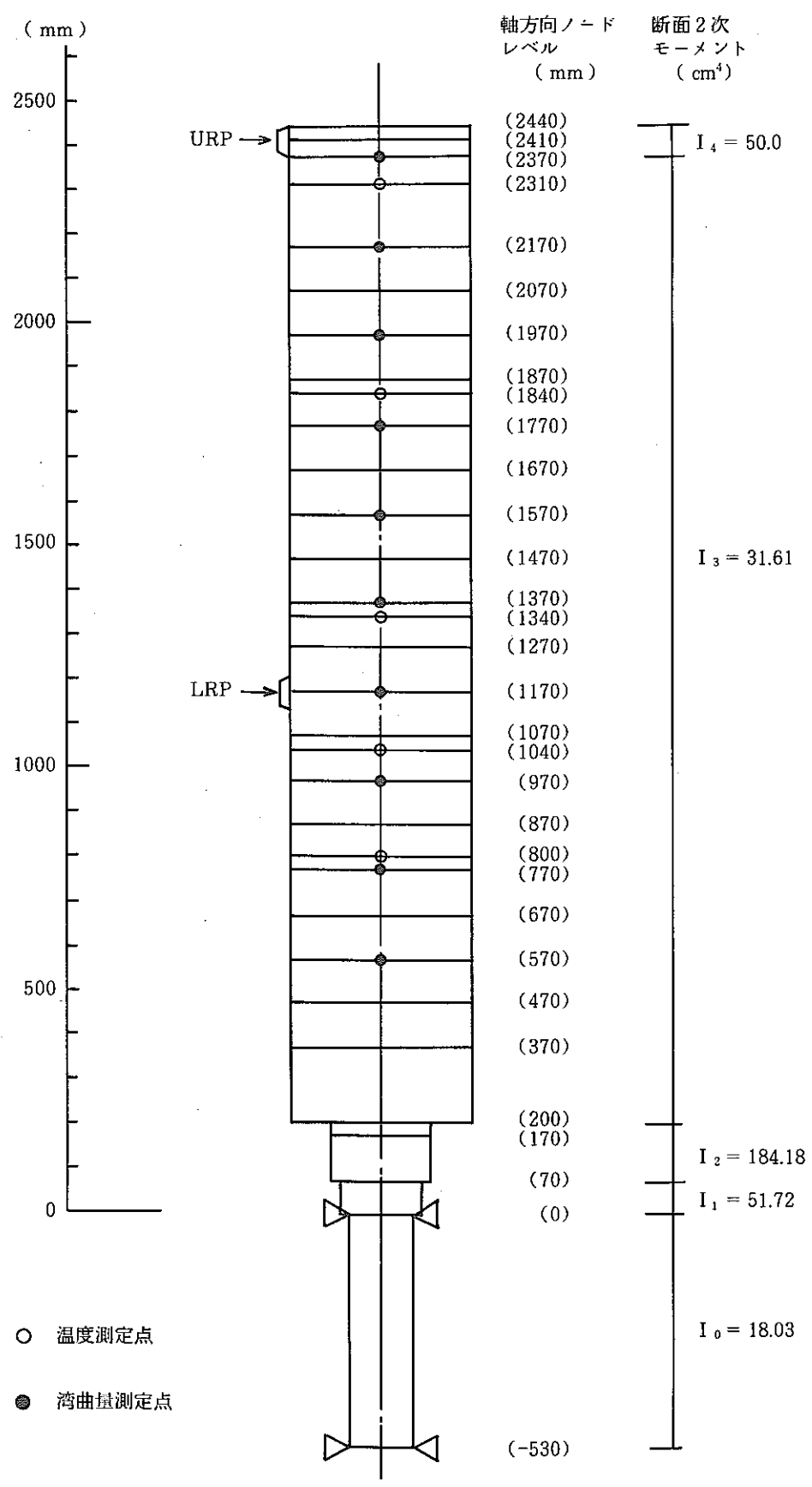


Fig.4.2.1 EX-1 A/B, EX-2 Subassembly Model

Table 4.2.1(1) Wrapper tube flat to flat temperature difference for EX-1 A/B
(°C)

Axial Level \ EX No	EX - 1 A	EX - 1 B
800	33.8	55.0
1040	37.8	60.0
1340	30.0	50.0
1840	35.0	55.0
2310	3.76	5.0

Table 4.2.1(2) Wrapper tube flat to flat temperature difference for EX-2

(°C)

S/A No \ Axial Level	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
800	-12.9	20.6	25.2	28.3	25.7	30.9	25.2	30.9	41.2	2.6
1040	-15.4	15.4	25.2	28.3	25.7	38.6	20.6	28.3	43.7	0
1340	-15.4	12.9	36.0	28.3	30.9	28.3	25.7	28.3	36.0	0
1840	-15.4	18.0	20.6	33.4	15.4	25.7	20.6	25.2	36.0	0
2310	0	-2.6	-2.6	-5.2	0	0	-5.2	-5.2	2.6	2.6

+ : direction No 0 → No 9

Table 4.2.2 Temperature at the point on the circumference of wrapper tube wall.

Axial level = 770 (mm)

Point	Normal Temp. (°C)
Cr - p (1, 7)	Cr - temp (1, 7) = 0.000
Cr - p (1, 6)	Cr - temp (1, 6) = .014
Cr - p (1, 5)	Cr - temp (1, 5) = .072
Cr - p (1, 4)	Cr - temp (1, 4) = .140
Cr - p (1, 3)	Cr - temp (1, 3) = .330
Cr - p (1, 2)	Cr - temp (1, 2) = .590
Cr - p (1, 1)	Cr - temp (1, 1) = 1.000
Cl - p (1, 1)	Cl - temp (1, 1) = 1.000
Cl - p (1, 2)	Cl - temp (1, 2) = .820
Cl - p (1, 3)	Cl - temp (1, 3) = .380
Cl - p (1, 4)	Cl - temp (1, 4) = .190
Cl - p (1, 5)	Cl - temp (1, 5) = .096
Cl - p (1, 6)	Cl - temp (1, 6) = -.014
Cl - p (1, 7)	Cl - temp (1, 7) = 0.000

Axial level = 1330 (mm)

Point	Normal Temp. (°C)
Cr - p (2, 7)	Cr - temp (2, 7) = 0.000
Cr - p (2, 6)	Cr - temp (2, 6) = -.016
Cr - p (2, 5)	Cr - temp (2, 5) = .031
Cr - p (2, 4)	Cr - temp (2, 4) = .094
Cr - p (2, 3)	Cr - temp (2, 3) = .410
Cr - p (2, 2)	Cr - temp (2, 2) = .660
Cr - p (2, 1)	Cr - temp (2, 1) = 1.000
Cl - p (2, 1)	Cl - temp (2, 1) = 1.000
Cl - p (2, 2)	Cl - temp (2, 2) = .750
Cl - p (2, 3)	Cl - temp (2, 3) = .350
Cl - p (2, 4)	Cl - temp (2, 4) = .160
Cl - p (2, 5)	Cl - temp (2, 5) = 0.000
Cl - p (2, 6)	Cl - temp (2, 6) = -.120
Cl - p (2, 7)	Cl - temp (2, 7) = 0.000

Axial level = 2300 (mm)

Point	Normal Temp. (°C)
Cr - p (3, 7)	Cr - temp (3, 7) = 0.000
Cr - p (3, 6)	Cr - temp (3, 6) = .083
Cr - p (3, 5)	Cr - temp (3, 5) = .210
Cr - p (3, 4)	Cr - temp (3, 4) = .380
Cr - p (3, 3)	Cr - temp (3, 3) = .630
Cr - p (3, 2)	Cr - temp (3, 2) = .920
Cr - p (3, 1)	Cr - temp (3, 1) = 1.000
Cl - p (3, 1)	Cl - temp (3, 1) = 1.000
Cl - p (3, 2)	Cl - temp (3, 2) = .760
Cl - p (3, 3)	Cl - temp (3, 3) = .480
Cl - p (3, 4)	Cl - temp (3, 4) = .200
Cl - p (3, 5)	Cl - temp (3, 5) = .040
Cl - p (3, 6)	Cl - temp (3, 6) = 0.000
Cl - p (3, 7)	Cl - temp (3, 7) = 0.000

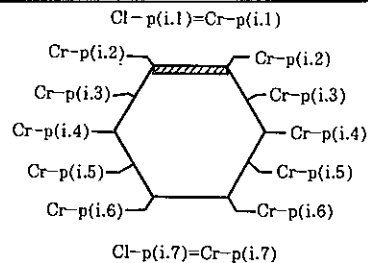
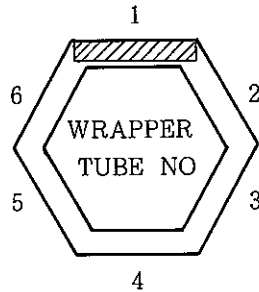


Table 4.2.3 TEMP-DATA for IAEA BENCH-MARK TEST EX-1A

Number of NODE = 30

Wall No : R7 → R1, L1 → L7

Input No : (1) → (7), (8) → (14)



Room Temperature = 20 (°C)

Temp. Difference between surface of wrapper wall along the axes

INPUT DATA for BEACON code Temp data → One point par wrapper tube face.

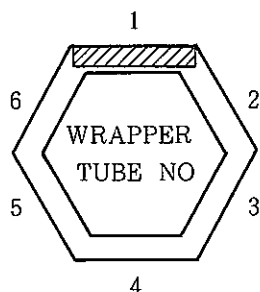
Point	Level	Temp - 1	Temp - 2	Temp - 3	Temp - 4	Temp - 5	Temp - 6
1	70.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
2	170.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
3	200.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
4	370.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
5	470.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
6	570.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
7	670.00	34.70	24.85	21.06	20.00	21.41	25.58
8	770.00	49.39	29.70	22.12	20.00	22.82	31.17
9	800.00	53.80	31.30	22.36	20.00	23.07	32.79
10	870.00	54.97	32.04	22.26	20.00	22.76	33.10
11	970.00	56.63	33.14	22.10	20.00	22.26	33.53
12	1040.00	57.80	33.93	21.97	20.00	21.88	33.82
13	1070.00	57.02	33.80	21.85	20.00	21.65	33.47
14	1170.00	54.42	33.33	21.47	20.00	20.94	32.34
15	1270.00	51.82	32.77	21.13	20.00	20.33	31.24
16	1340.00	50.00	32.37	20.99	20.00	20.01	30.54
17	1370.00	50.30	32.70	21.16	20.00	20.05	30.77
18	1470.00	51.30	33.83	21.78	20.00	20.18	31.54
19	1570.00	52.30	35.00	22.43	20.00	20.32	32.34
20	1670.00	53.30	36.22	23.12	20.00	20.47	33.17
21	1770.00	54.30	37.49	23.85	20.00	20.62	34.03
22	1840.00	55.00	38.40	24.38	20.00	20.74	34.64
23	1870.00	53.01	37.57	24.31	20.00	20.73	33.94
24	1970.00	46.36	34.63	23.93	20.00	20.70	31.49
25	2070.00	39.71	31.39	23.30	20.00	20.60	28.85
26	2170.00	33.07	27.85	22.43	20.00	20.45	26.04
27	2310.00	23.76	22.37	20.79	20.00	20.15	21.80
28	2370.00	21.88	21.18	20.39	20.00	20.08	20.90
29	2410.00	20.63	20.39	20.13	20.00	20.03	20.30
30	2440.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00

Table 4.2.4 TEMP-DATA for IAEA BENCH-MARK TEST EK-1B

Number of NODE = 30

Wall No : R 7 → R 1 , L 1 → L 7

Input No : (1) → (7) , (8) → (14)



Room Temperature = 20 (°C)

Temp. Deference between surface of wrapper wall along the axes

INPUT DATA for BEACON code Temp data → One point par wrapper tube face.

Point	Level	Temp - 1	Temp - 2	Temp - 3	Temp - 4	Temp - 5	Temp - 6
1	70.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
2	170.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
3	200.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
4	370.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
5	470.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
6	570.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
7	670.00	43.91	27.89	21.72	20.00	22.30	29.09
8	770.00	67.83	35.78	23.44	20.00	24.59	38.17
9	800.00	75.00	38.39	23.84	20.00	25.00	40.81
10	870.00	76.46	39.44	23.65	20.00	24.45	41.15
11	970.00	78.54	40.99	23.36	20.00	23.61	41.62
12	1040.00	80.00	42.11	23.13	20.00	22.98	41.93
13	1070.00	79.00	42.00	22.95	20.00	22.63	41.47
14	1170.00	75.67	41.55	22.38	20.00	21.53	39.96
15	1270.00	72.33	41.01	21.85	20.00	20.54	38.48
16	1340.00	70.00	40.61	21.64	20.00	20.02	37.57
17	1370.00	70.30	41.08	21.93	20.00	20.08	37.87
18	1470.00	71.30	42.66	22.92	20.00	20.30	38.92
19	1570.00	72.30	44.29	23.94	20.00	20.52	39.99
20	1670.00	73.30	45.96	25.00	20.00	20.75	41.08
21	1770.00	74.30	47.68	26.09	20.00	20.99	42.21
22	1880.00	75.00	48.91	26.88	20.00	21.16	43.01
23	1880.00	71.81	47.59	26.77	20.00	21.15	41.88
24	1990.00	61.17	42.86	26.14	20.00	21.09	37.94
25	2000.00	50.53	37.64	25.12	20.00	20.93	33.71
26	2110.00	39.89	31.95	23.70	20.00	20.69	29.20
27	2330.00	25.00	23.15	21.05	20.00	20.20	22.40
28	2330.00	22.50	21.57	20.52	20.00	20.10	21.20
29	2440.00	20.83	20.53	20.18	20.00	20.03	20.40
30	2440.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00

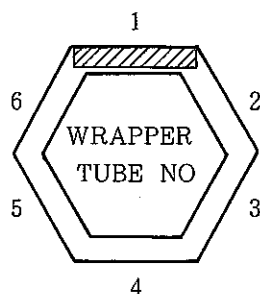
Tabl 4.2.5 TEMP-DATA for IAEA BENCH-MARK TEST EX-2

Number of Assembly = 1

Number of NODE = 30

Wall No : R7 → R1 , L1 → L7

Input No : (1) → (7) , (8) → (14)



Room Temperature = 20 (°C)

Temp. Difference between surface of wrapper wall along the axes

INPUT DATA for BEACON code Temp data → One point par wrapper tube face.

Point	Level	Temp - 1	Temp - 2	Temp - 3	Temp - 4	Temp - 5	Temp - 6
1	70.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
2	170.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
3	200.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
4	370.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
5	470.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
6	570.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00
7	670.00	28.96	22.96	20.64	20.00	20.86	23.40
8	770.00	37.91	25.91	21.29	20.00	21.72	26.81
9	800.00	40.60	26.89	21.44	20.00	21.87	27.79
10	870.00	39.08	26.57	21.23	20.00	21.50	27.15
11	970.00	36.92	26.07	20.97	20.00	21.04	26.25
12	1040.00	35.40	25.68	20.80	20.00	20.77	25.63
13	1070.00	35.15	25.65	20.76	20.00	20.68	25.51
14	1170.00	34.32	25.54	20.61	20.00	20.39	25.13
15	1270.00	33.48	25.41	20.48	20.00	20.14	24.76
16	1340.00	32.90	25.32	20.42	20.00	20.01	24.53
17	1370.00	33.21	25.53	20.51	20.00	20.02	24.69
18	1470.00	34.23	26.28	20.81	20.00	20.08	25.25
19	1570.00	35.25	27.08	21.15	20.00	20.15	25.83
20	1670.00	36.27	27.92	21.52	20.00	20.23	26.43
21	1770.00	37.29	28.81	21.94	20.00	20.31	27.07
22	1840.00	38.00	29.46	22.25	20.00	20.38	27.53
23	1870.00	36.69	28.88	22.18	20.00	20.37	27.05
24	1970.00	32.30	26.83	21.83	20.00	20.32	25.36
25	2070.00	27.92	24.58	21.33	20.00	20.24	23.56
26	2170.00	23.54	22.12	20.66	20.00	20.12	21.64
27	2310.00	17.40	18.36	19.45	20.00	19.90	18.75
28	2370.00	18.70	19.18	19.73	20.00	19.95	19.38
29	2410.00	19.57	19.73	19.91	20.00	19.98	19.79
30	2440.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00	20.00

4.3 炉心変形解析コードのベンチマーク Stage-2 - EX-1A/1B - の解析結果 (その1)

報告者 奥田英一 (原子炉利用 Gr)

1. 概 要

IAEA/IWGFRが主催する炉心変形解析コードのベンチマーク STAGE-2 問題の内, EX-1A (炉心構成要素単体熱湾曲: 上部, 中間パッド部での拘束条件), 及び EX-1B (炉心構成要素単体熱湾曲: 自由湾曲) の計算結果をまとめる。

詳細は技メモ参照。

2. 解析結果

- (1) 使用コード "BEACON" (改), 単体モデル
- (2) ラップ管温度データ 軸方向均等 20 分割
- (3) 炉心構成要素形状モデル 軸方向ノード均等 20 分割 Fig. 4.3.1 参照
- (4) パラメータサーベイ
 - ・炉心構成要素下部支持条件
 - ・ラップ管断面 2 次モーメント
 - ・パッド部剛性

3. 評 価

3.1 EX-1A (拘束条件)

解析結果と実測値の比較を table 4.3.1 及び Fig. 4.3.2 に示す。

- ① パッド部変位量は, 実験データに比べ LRP, URP 共に, 約 20 % 少なめに評価している。
- ② パッド部接触荷重は, 実験データの約 1/2 程度, 過小評価している。
- ③ 本ケースの評価には, 炉心構成要素下部支持モデルの導入が不可決である。
- ④ パッド部剛性の定数変更のみでは, パッド部の変位量, 荷重を実験データと合致させることが出来ない。

3.2 EX-1B (自由湾曲)

解析結果と実測値の比較を table 4.3.2 及び Fig. 4.3.3 に示す。

- ① 湾曲量は, 測定誤差を考慮した場合, 概ね実験データと合っているが, 炉心構成要素の頂部で過小評価, 又, URP 付近で過大評価の傾向が見られる。
- ② URP 付近で過大評価は, 炉心構成要素の肉厚の軸方向変化がモデル化されていないために生じたものと考えられる。

Table 4.3.1 Calculation results (EX-1A)

Case No	maximum displacement		displacement at the pads				Load on the pads			
	displacement (mm)	position	L R P		U R P		L R P		U R P	
			displacement	position	displacement	position	Load (N)	position	Load (N)	position
Experiment	-1.7	pivot point より 1170 mm 1370 mm	-1.7	pivot point より 1170 mm	1.2	pivot point より 2370 mm	443	pivot point より 1170 mm	211	pivot point より 2370 mm
EX1Aφ	-1.26	Node 10 (pivot point from 1220mm)	-1.26	Node 10 (pivot point from 1220mm)	1.05	Node 20 (pivot point from 2440mm)	142.1	Node 10 (pivot point from 1220mm)	127.7	Node 20 (pivot point from 2440mm)
EX1A1	-1.22	Node 10	-1.22	Node 10	1.05	Node 20	69.0	Node 10	117.6	Node 20
EX1A2	-1.19	Node 10	-1.19	Node 10	1.05	Node 20	197.2	Node 10	141.1	Node 20
EX1A3	-1.19	Node 10	-1.19	Node 20	1.05	Node 20	83.0	Node 10	122.0	Node 20
EX1A4	-1.27	Node 10	-1.27	Node 20	1.05	Node 20	166.0	Node 10	135.4	Node 20
EX1A5	-1.19	Node 10	-1.19	Node 10	1.05	Node 20	211.8	Node 10	118.4	Node 20

Table 4.3.2 Calculation results (EX - 1B)

Case No.	maximum displacement		displacement at the pads				Load on the pads			
	displacement (mm)	position	L R P		U R P		L R P		U R P	
			displacement	position	displacement	position	Load (N)	position	Load (N)	position
Experiment	14.6	pivot point from 2370 mm	1.0	pivot point from 1170 mm	14.6	pivot point from 2370 mm	—	—	—	—
EX 1 B ϕ	14.02	Node 20 (pivot point from 2440 mm)	1.61	Node 10 (pivot point from 1220 mm)	14.02	Node 20 (pivot point from 2440 mm)	—	—	—	—
EX 1 B 1	14.31	Node 20	1.65	Node 10	14.31	Node 20	—	—	—	—

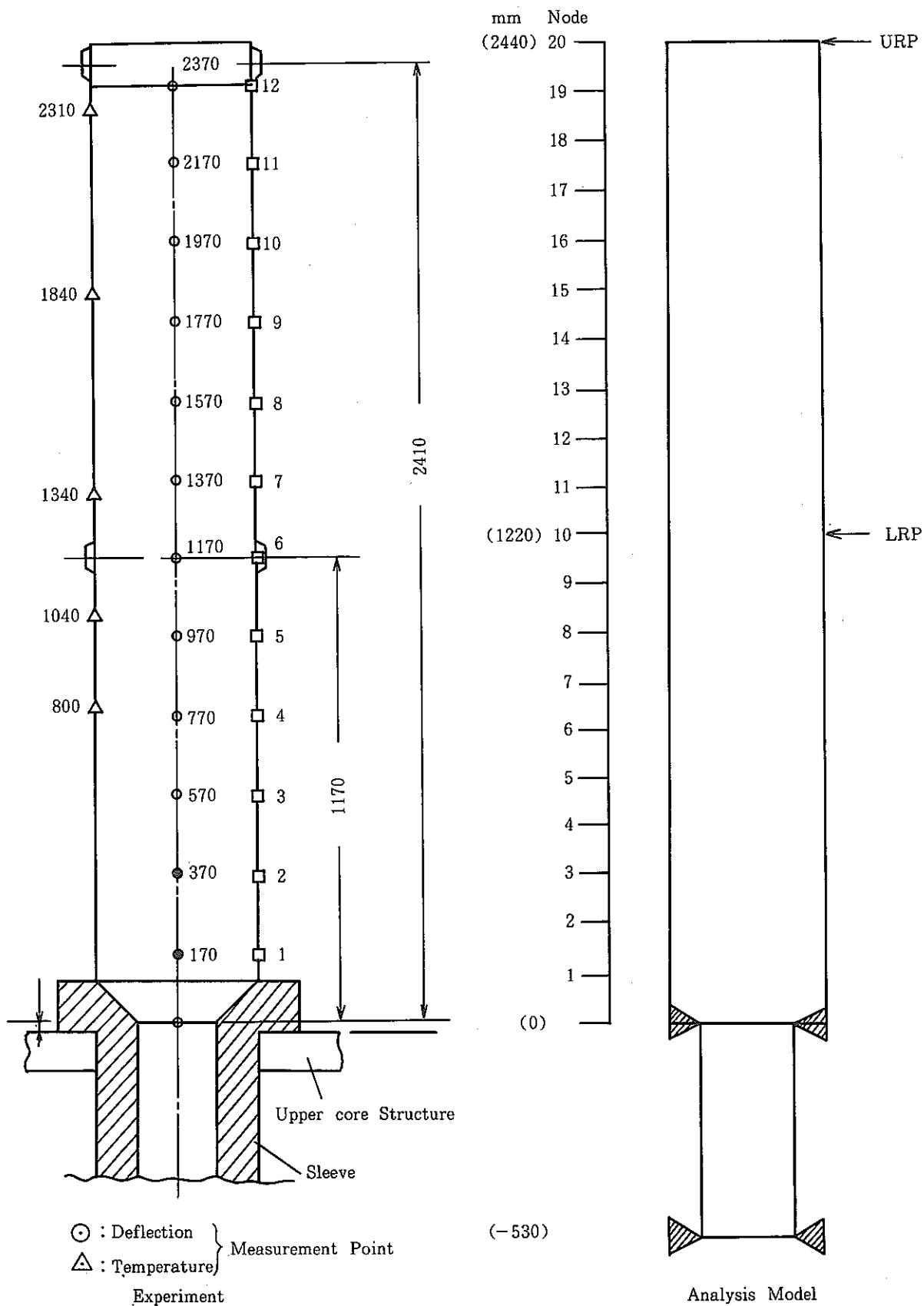


Fig. 4.3.1 Subassembly Model

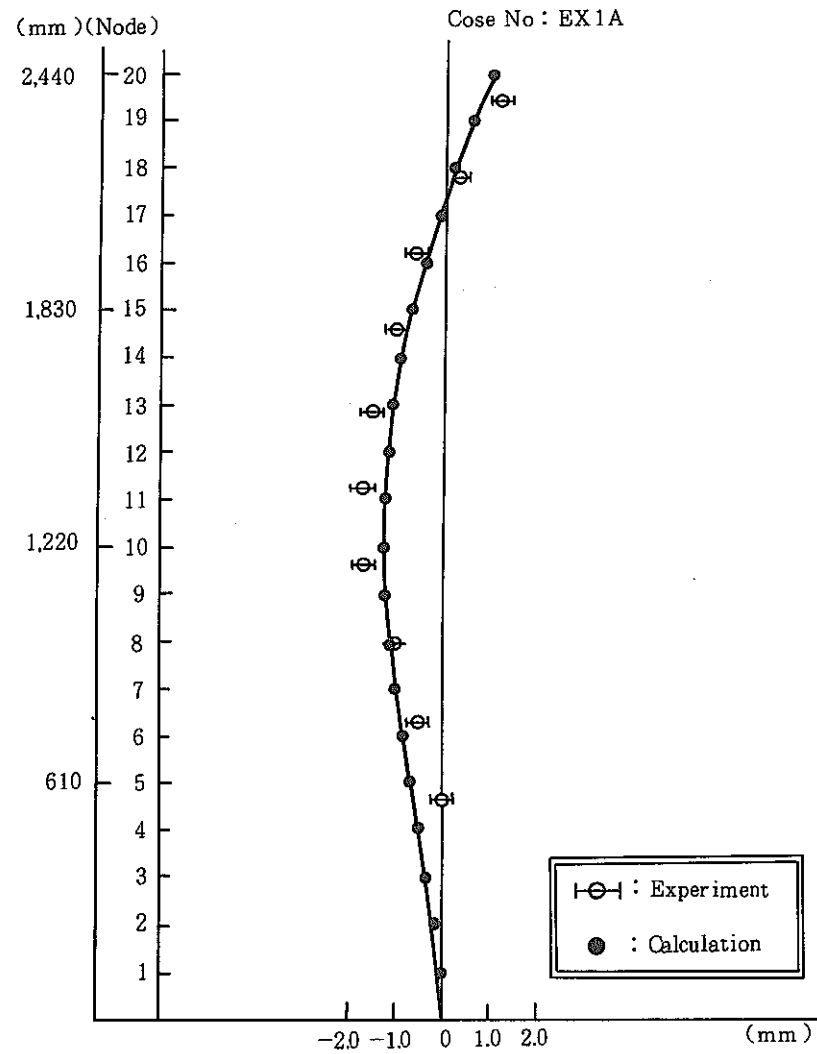


Fig.4.3.2 Comparison between Experiment and Calculation result for EX1A

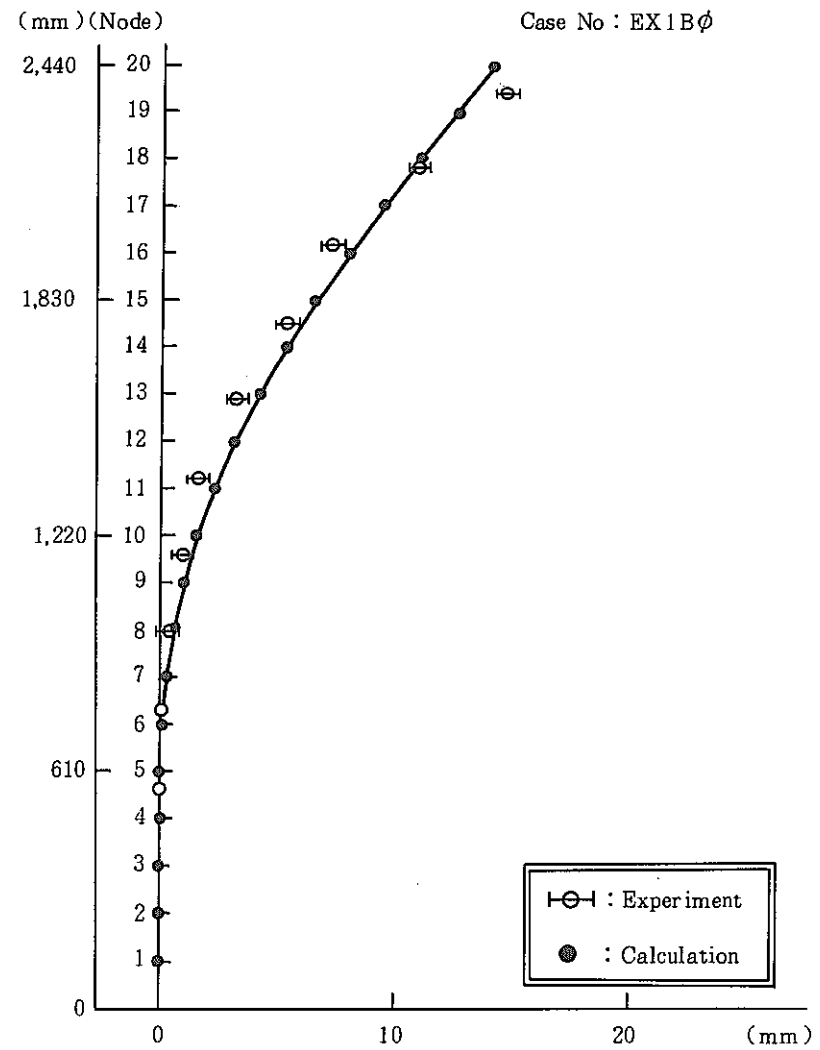


Fig.4.3.3 Comparison between Experiment and Calculation result for EX1B

4.4 炉心変形解析コードのベンチマーク STAGE-2-EX-2-解析結果（その1）

報告者 奥田英一（原子炉利用 Gr）

1. 概 要

IAEA/IWGFR が主催する炉心変形解析コードのベンチマーク STAGE-2問題の内、EX-2（炉心構成要素熱湾曲：集合体10体単列群問題）の計算結果をまとめる。
詳細は、技メモ参照。

2. 解析条件

- (1) 使用コード " BEACON "（改），集合体10体単列群モデル
- (2) ラップ管温度データ 軸方向均等20分割（技メモ 63-395参照）
- (3) 炉心構成要素形状モデル 軸方向ノード均等20分割 fig. 4.4.1-(1)~(3)参照
- (4) パラメータ・サーベイ
 - ・パッド部剛性
 - ・炉心構成要素下部支持条件（エントランス・ノズル・モデル）
 - ・炉心拘束棒と上部／中間パッド面との初期ギャップ
 - ・エントランス・ノズル部のクリアランス

3. 評 価

3.1 基準ケースと実験データとの比較

基準ケースの解析結果と実験データとの比較を table 4.4.1 及び fig. 4.4.2 (0)~(9)に示す。

- ① 変位の計算値は、全ての集合体について、過大に評価している。但し、実験結果に測定誤差を考慮した場合は、SA-2, 3, 7を除くと、概ね、計算値は実測値と一致している。
- ② SA-0と炉心拘束棒に生ずるパッド部の接触荷重については、LRPで接触無し、URPでは、過小評価している。又、SA-9と炉心拘束棒については、URPで、概ね、一致している。
- ③ ラップ管歪み量は、SA-1では、過小評価、又、SA-5では、過大に評価している。

3.2 パラメータ・サーベイ

- ① パッド部剛性は、パッド部接触荷重の計算結果に与える影響が、非常に大きい。従って、本問題の計算に際し、正確なバネ定数の把握が重要と考えられる。
- ② 炉心構成要素の下部支持条件は、集合体曲がりのプロファイル、及び、パッド部接触荷重の計算結果にかなり影響を与える。エントランス・ノズルのモデル化も不可欠と考えられる。

- ③ 炉心拘束枠と上部／中間パッド面との初期ギャップは、集合体間の接触位置、及び、接触荷重に大きな影響を及ぼす。炉心拘束枠とパッド面との初期ギャップの値には、厳密値を使用する必要がある。
- ④ 本ケースの場合、エントランス・ノズル部のクリアランス（炉心支持案内管との“ガタ”）による計算結果への影響は、殆ど受けない。

Table 4.4.1 Comparison between experiment and calculation results for EX-2

		maximum displacement		displacement at the pads				Load on the pads				Strain on the wrapper tube	
				L R P		U R P		L R P		U R P			
		displacement (mm)	position	displacement (mm)	position	dispcement (mm)	poeition	Load (N)	position	Load (N)	position	strain	position
Experiment	SA-0	0.5	570 mm	0	1170 mm	0	2370 mm	147.1	1170 mm	176.5	2370 mm	13×10^{-6}	200 mm
	SA-1	3.25	2370 mm	0	"	3.25	"						
	SA-2	4.00	2370 mm	-0.25	"	4.0	"						
	SA-3	4.5	2370 mm	0	"	4.5	"						
	SA-4	4.25	2370 mm	-0.25	"	4.25	"					15×10^{-6}	200 mm
	SA-5	4.25	2370 mm	-0.5	"	4.25	"						
	SA-6	4.25	2370 mm	-0.5	"	4.25	"						
	SA-7	-1.25, 1.25	1170, 2370 mm	-1.25	"	1.25	"						
	SA-8	-1.5	1170 mm	-1.5	"	1.25	"						
	SA-9	5.0	1970, 2370 mm	0.25	"	1.0	"			196.1	2370 mm		
Calculation result	SA-0	0.71	Node = 10	0.71	Node = 10	-0.55	Node = 20	0	Node = 10	31.8	Node = 20	37.8×10^{-6}	Node = 2
	SA-1	4.15	Node = 20	0.57	Node = 10	4.15	Node = 20	9.14	Node = 10	0	Node = 20	2.09×10^{-6}	Node = 2
	SA-2	6.11	Node = 20	0.43	Node = 10	6.11	Node = 20	5.68	Node = 10	0	Node = 20	9.95×10^{-6}	Node = 2
	SA-3	6.08	Node = 20	0.29	Node = 10	6.08	Node = 20	22.1	Node = 10	0	Node = 20	17.7×10^{-6}	Node = 2
	SA-4	4.80	Node = 20	0.11	Node = 10	4.80	Node = 20	51.2	Node = 10	0	Node = 20	21.4×10^{-6}	Node = 2
	SA-5	5.10	Node = 20	-0.09	Node = 10	5.10	Node = 20	86.5	Node = 10	0	Node = 20	35.7×10^{-6}	Node = 2
	SA-6	3.69	Node = 20	-0.32	Node = 10	3.69	Node = 20	113.8	Node = 10	14.0	Node = 20	34.5×10^{-6}	Node = 2
	SA-7	3.36	Node = 20	-0.62	Node = 10	3.36	Node = 20	202.3	Node = 10	0	Node = 20	50.7×10^{-6}	Node = 2
	SA-8	1.96	Node = 20	-0.96	Node = 10	1.96	Node = 20	253.9	Node = 10	14.2	Node = 20	71.9×10^{-6}	Node = 2
	SA-9	0.55	Node = 20	0.25	Node = 10	0.55	Node = 20	0	Node = 10	179.7	Node = 20	2.16×10^{-6}	Node = 2
								0	Node = 10	181.3	Node = 20		

(注) 炉心構成要素の軸方向位置の表示方法：実験データについては、Pivot Pointからの距離 (mm) で示した。

計算結果については、Node位置で示した。ここで、Node=2, 10, 20は、それぞれPivot Pointより、244, 1220, 2440mmに相当する。

パッド部接触荷重の表示方法：実験データは、外部拘束棒との接触荷重を示す。計算結果については、拘束棒との接触荷重、及び、各集合体間の接触荷重を示す。

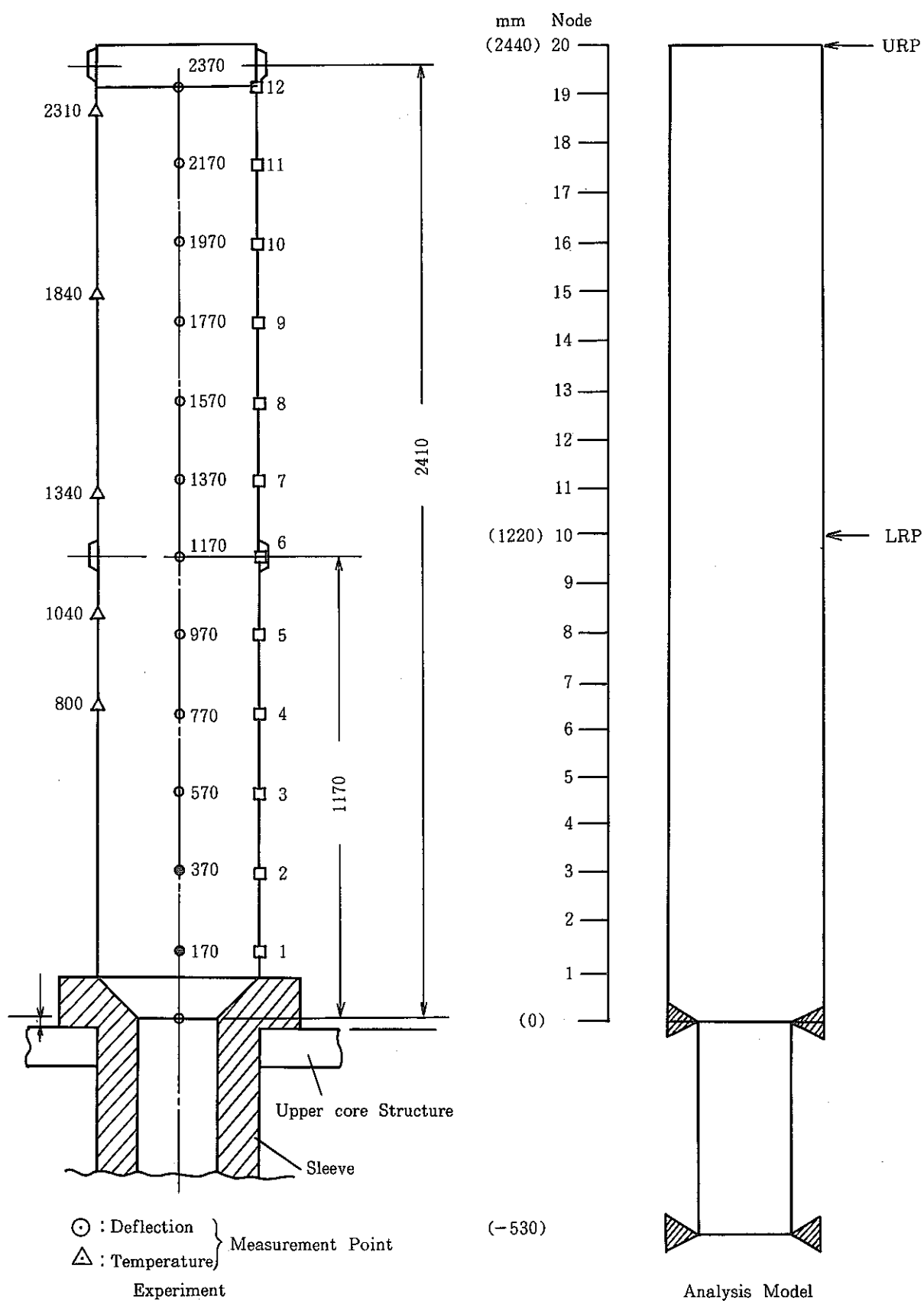


Fig. 4.4.1(1) Subassembly Model

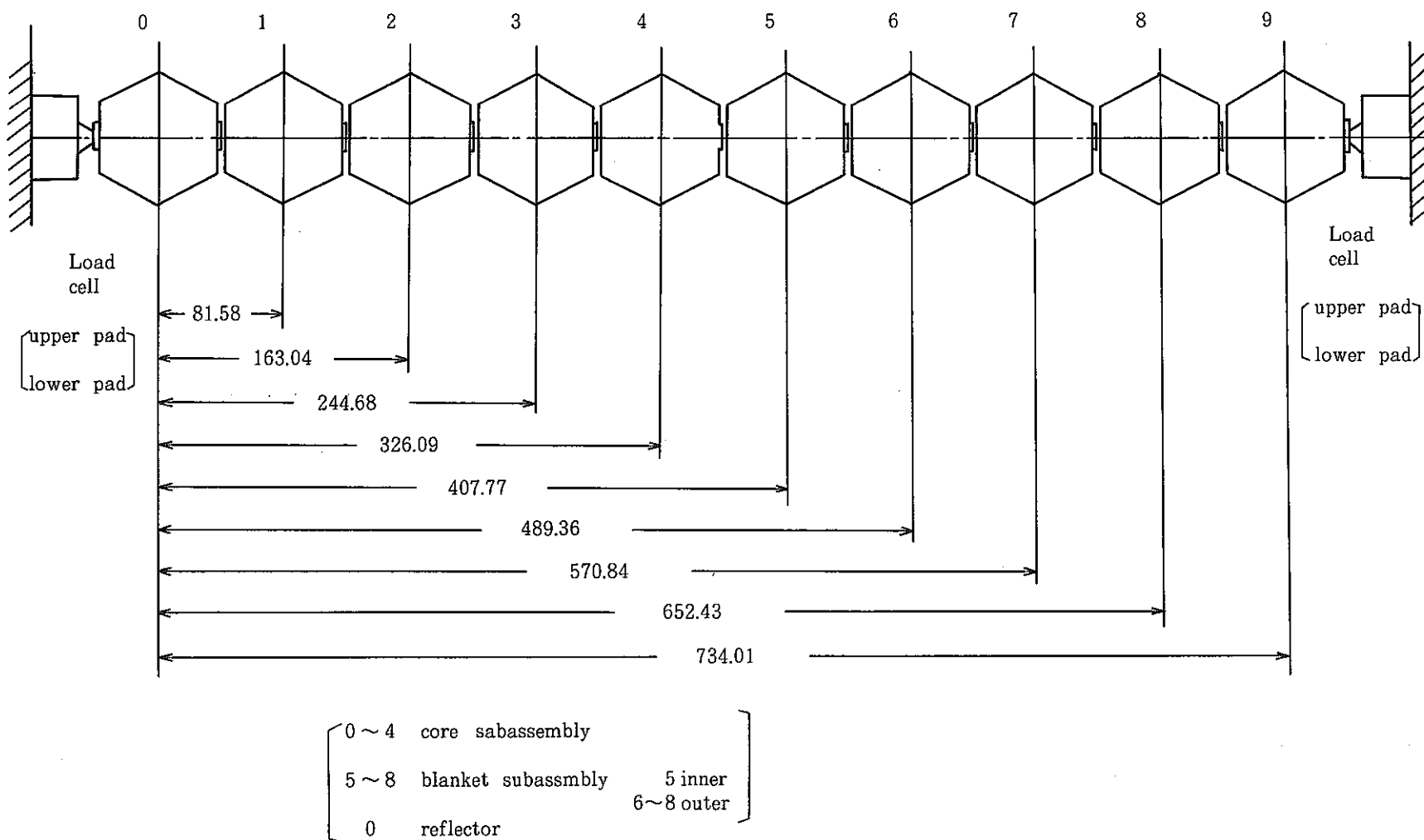


Fig.4.4.1(2) Arrangement of ten subassemblies in a single row

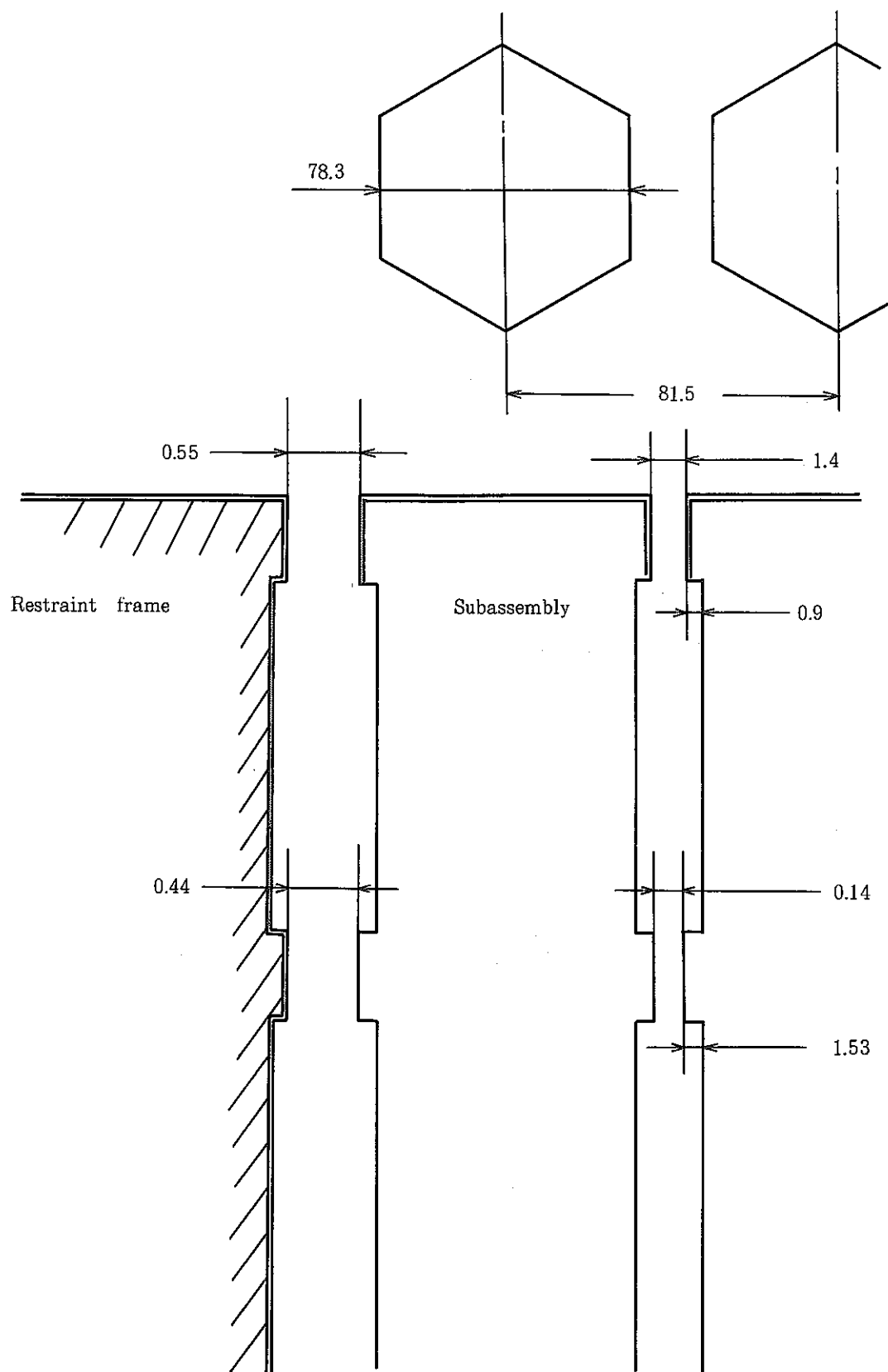


Fig.4.4.1 (3) Relation between subassembly and restraint frame position

CASE No	CA 1	SIA No	0
------------	------	-----------	---

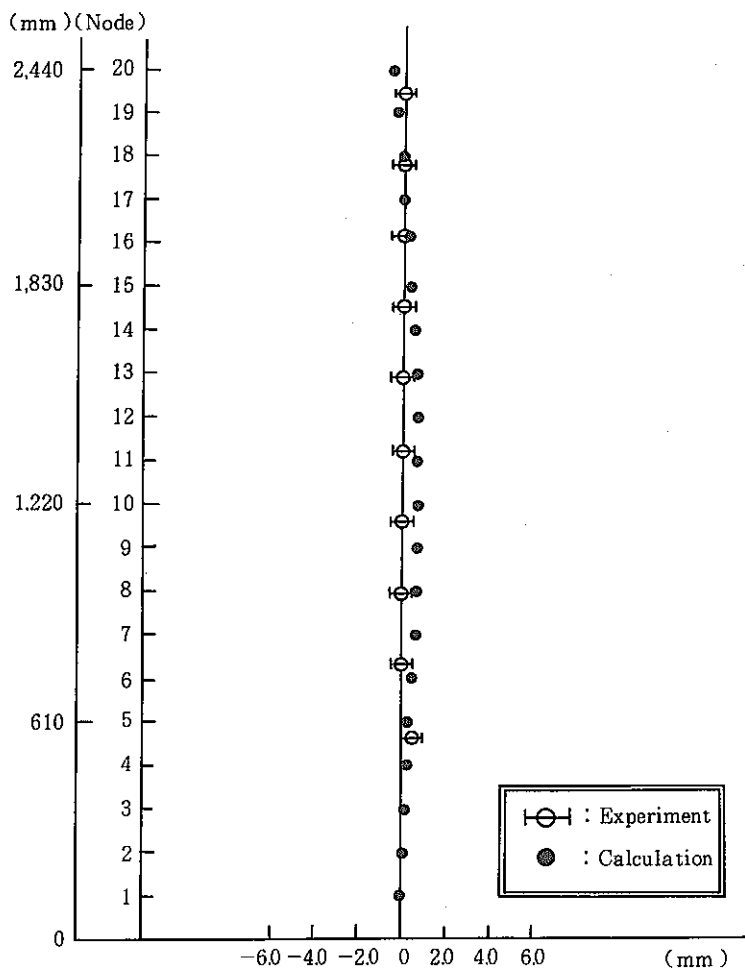


Fig.4. 4. 2(0) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	1
------------	------	-----------	---

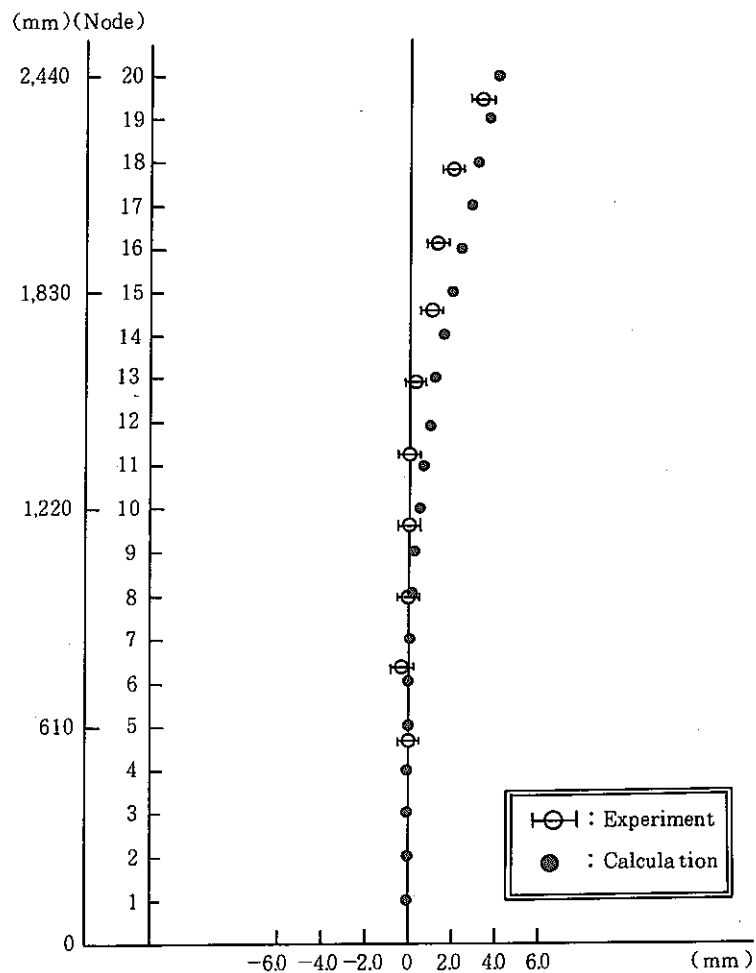


Fig.4. 4. 2(1) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	2
---------	------	--------	---

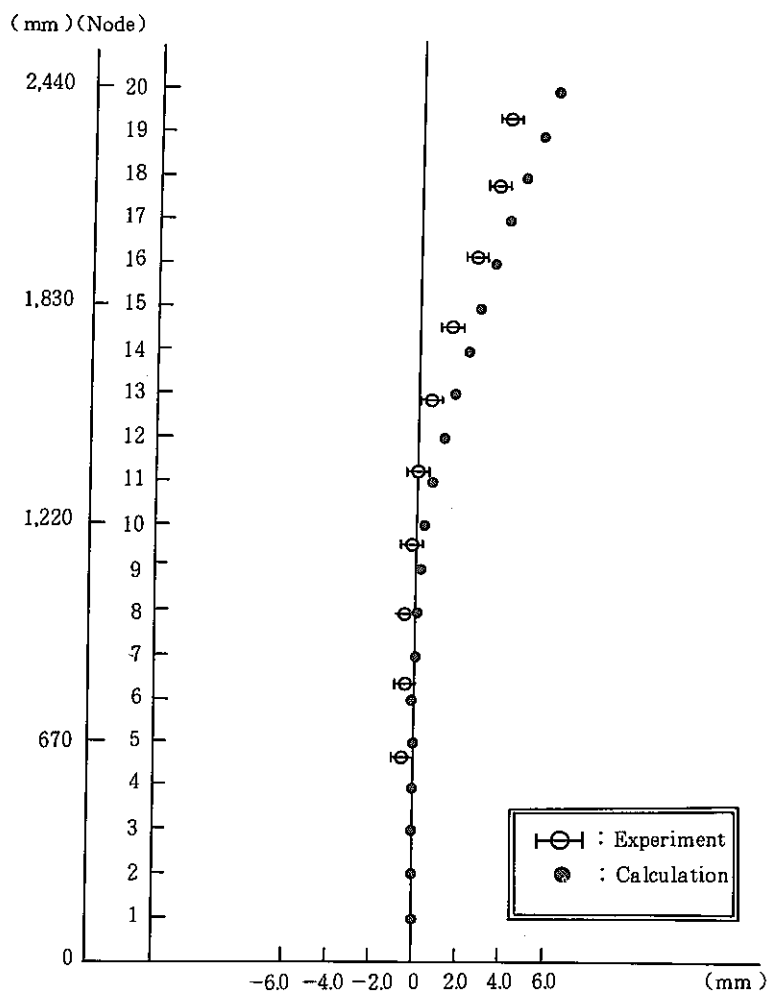


Fig.4.4.2(2) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	3
---------	------	--------	---

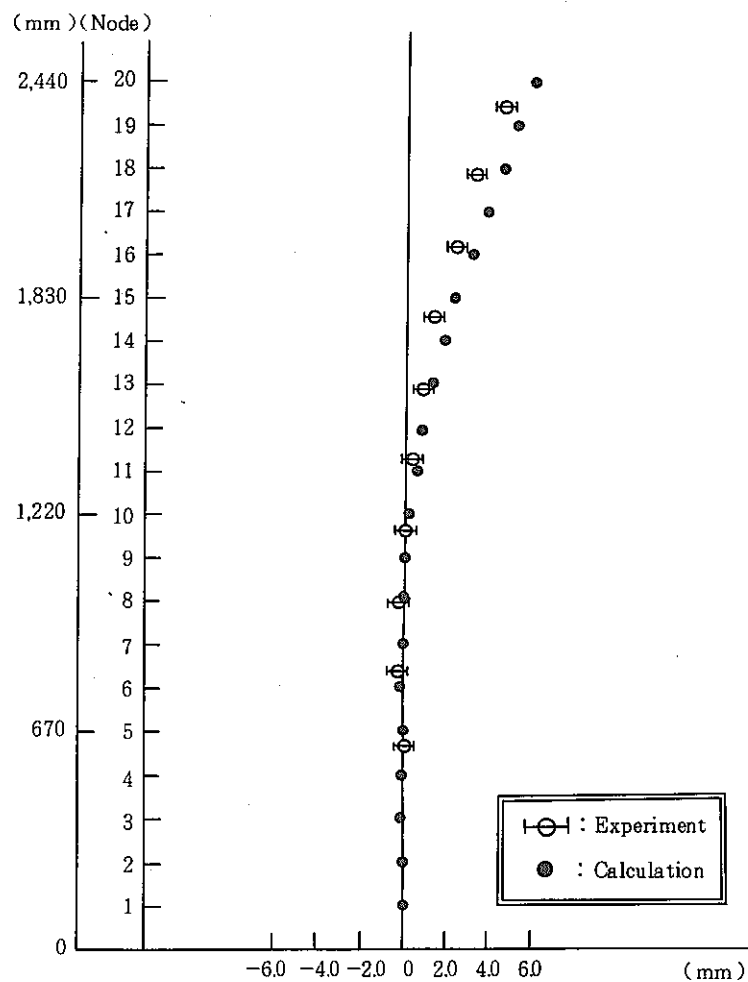


Fig.4.4.2(3) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	4
---------	------	--------	---

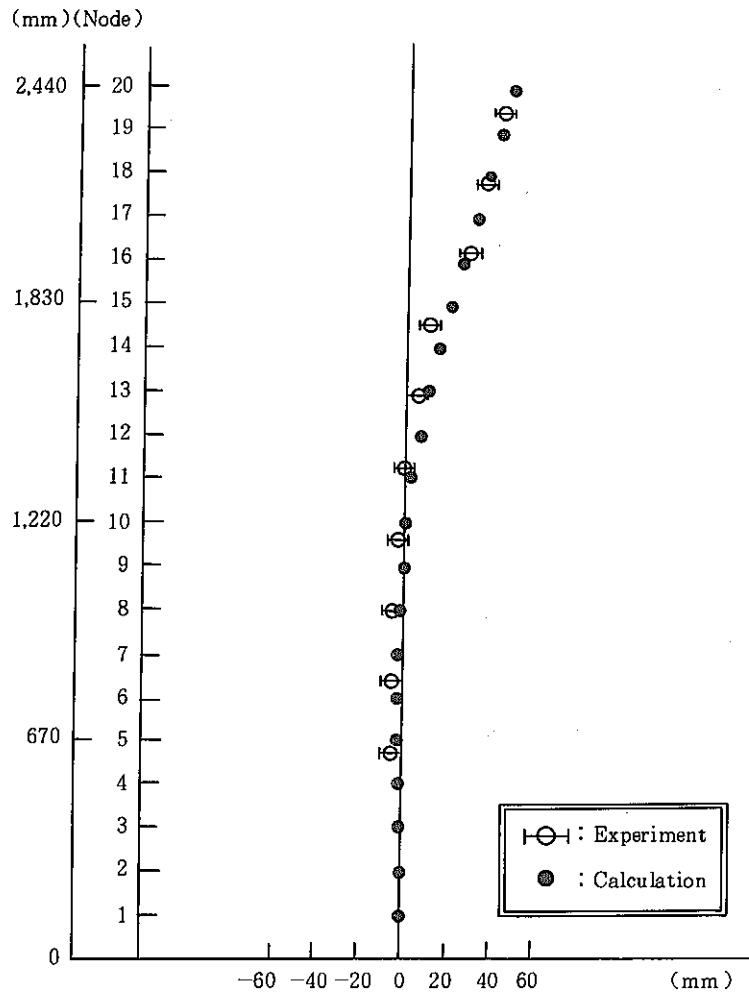


Fig.4.4.2(4) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	5
---------	------	--------	---

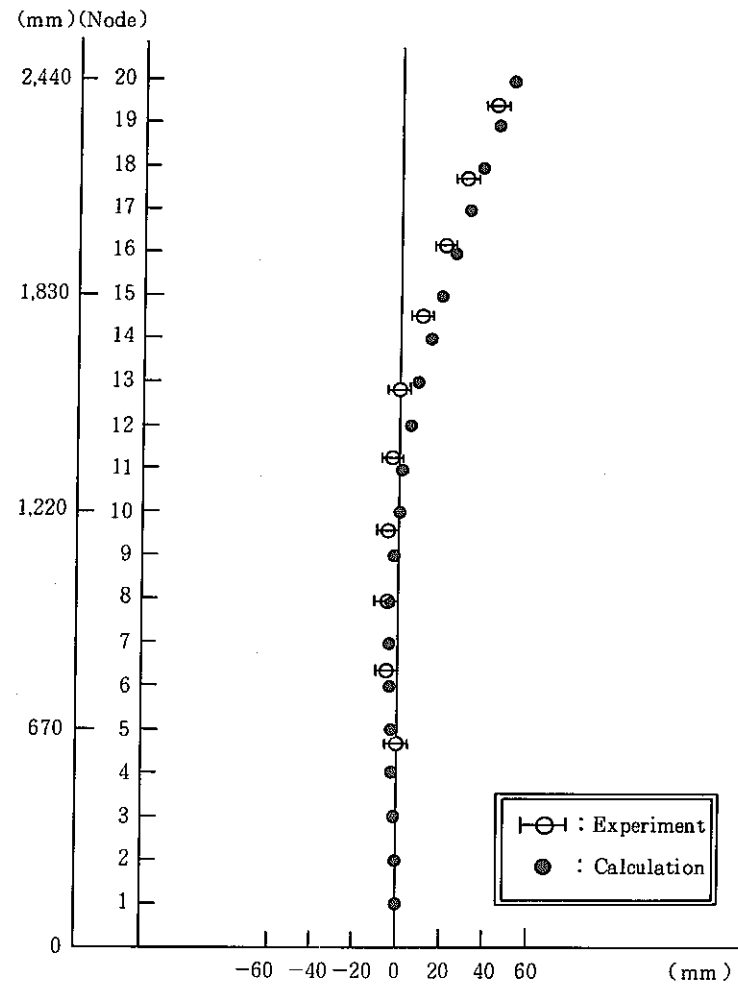


Fig.4.4.2(5) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	6
---------	------	--------	---

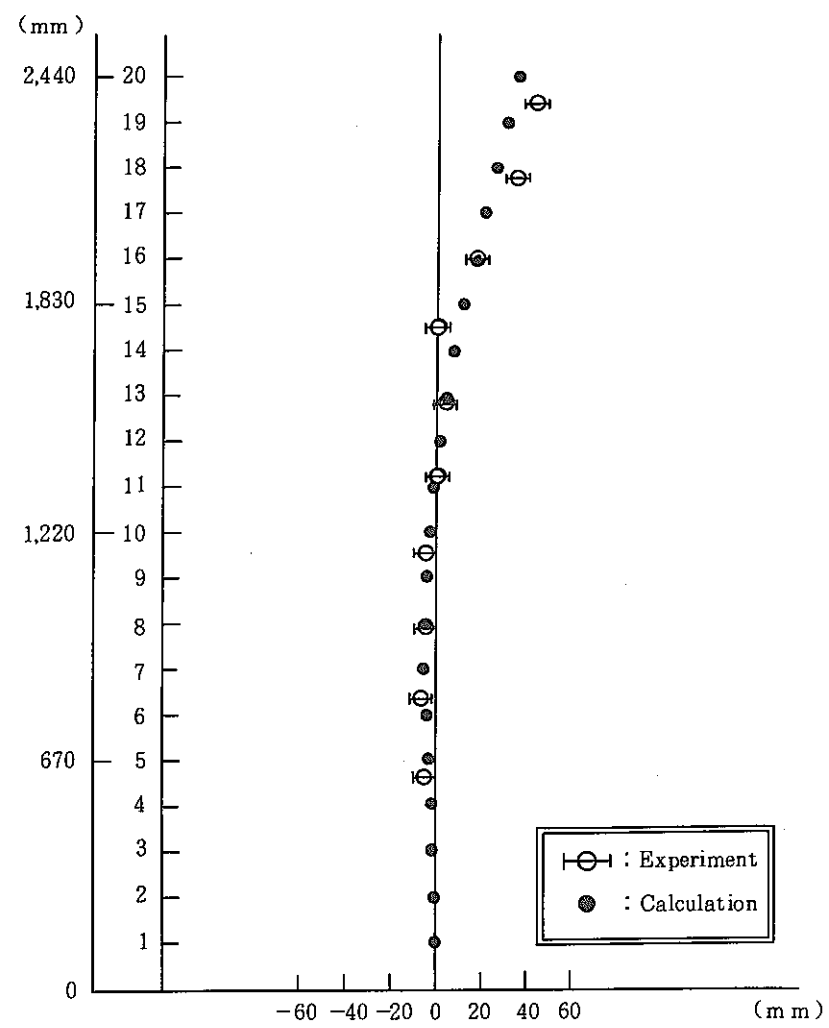


Fig.4.4.2(6) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	7
---------	------	--------	---

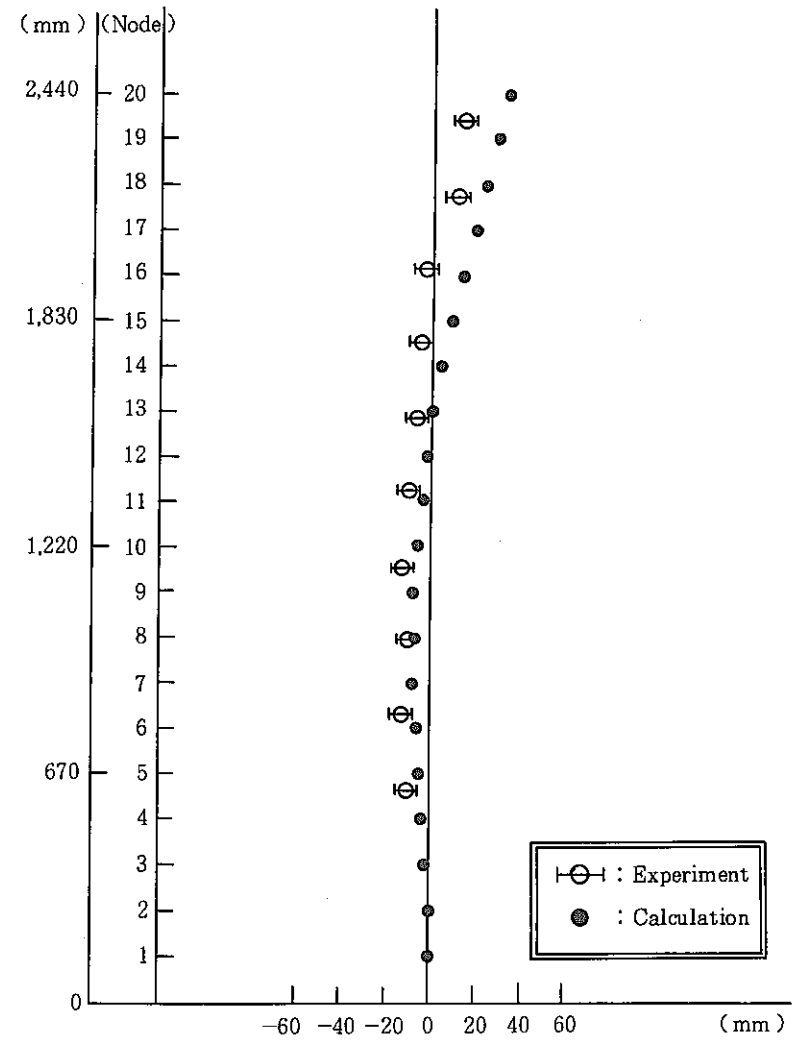


Fig.4.4.2(7) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	8
------------	------	-----------	---

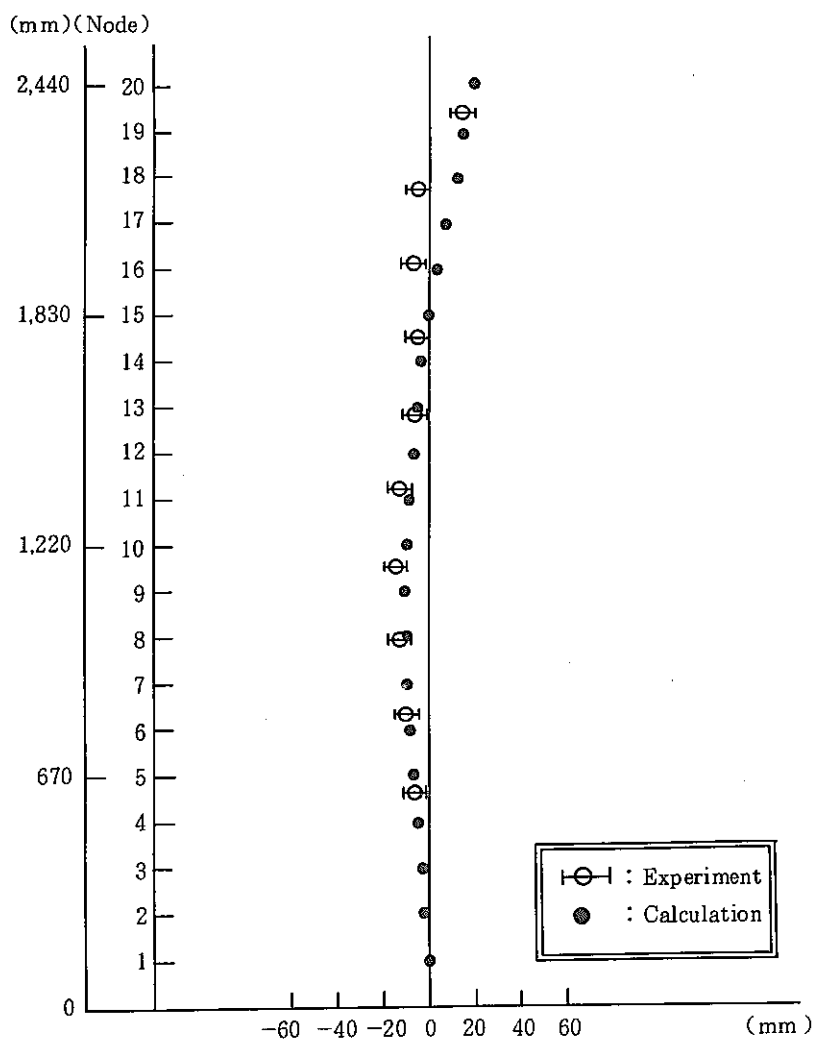


Fig.4.4.2(8) Comparison between experiment and calculation result

CASE No	CA 1	SIA No	9
------------	------	-----------	---

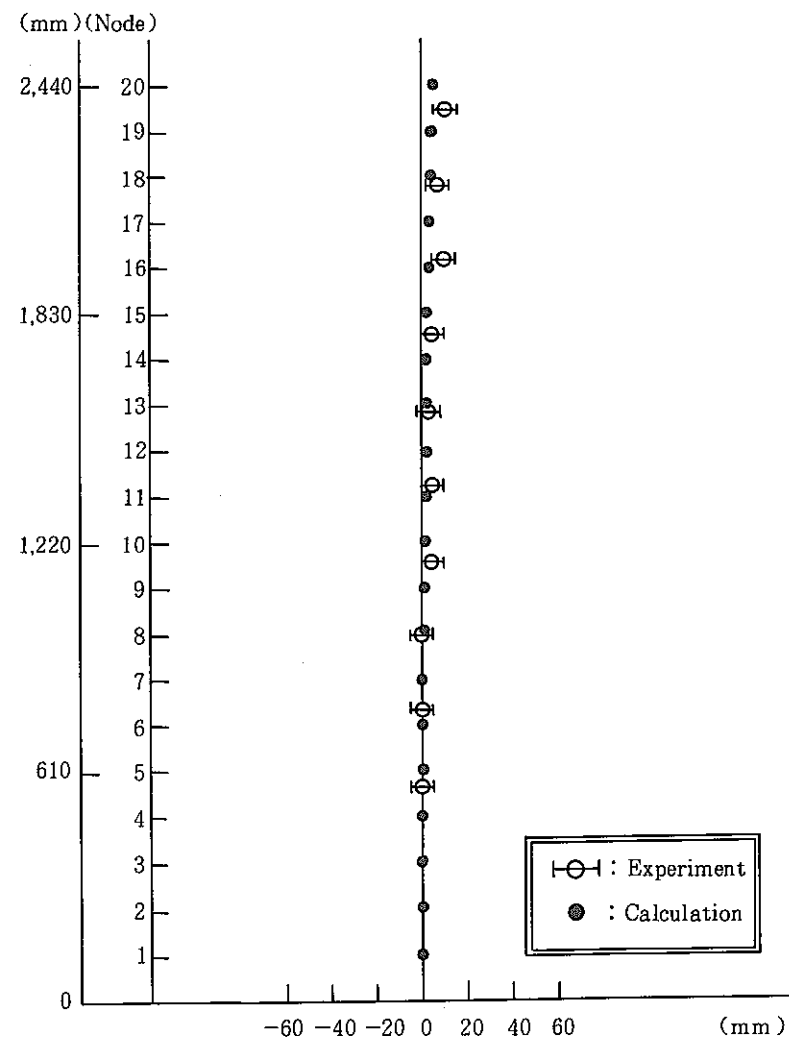


Fig.4.4.2(9) Comparison between experiment and calculation result

4.5 炉心変形解析コードのベンチマーク STAGE-2-EX-3-の解析結果（その1）

報告者 奥田英一（原子炉利用 Gr）

1. 概 要

IAEA/IWGFRが主催する炉心変形解析コードのベンチマーク STAGE-2 問題の内, EX-3（炉心構成要素の単体曲げ試験）の計算結果をまとめる。

詳細は, メモ参照。

2. 解析条件

- (1) 使用コード " BEACON "（改）, 集合体単体モデル
- (2) 炉心構成要素形状モデル 軸方向ノード 20 分割 fig. 4.5.1 参照。
- (3) 解析ケース
 - i) CASE-1 曲げ方向：ラッパ管の六角形断面の辺中心
 - ii) CASE-2 曲げ方向：ラッパ管の六角形断面の角（コーナー部）

3. 評 価

(1) CASE-1

解析結果と実験データの比較を table 4.5.1, 及び fig. 4.5.2, 3 に示す。

- ① 実験と同様の頂部変位を加えた場合に於いて, 頂部荷重, 及び, 炉心構成要素下部の歪み量をそれぞれ 13%, 約 16% 程度, 過小評価しており, 炉心構成要素の曲げ剛性を小さく（柔らかく）取り扱っている。
- ② この原因としては, 本モデルに関し, 炉心構成要素の軸方向の形状変化を考慮していないことによる。

(2) CRSE-2

解析結果と実験データの比較を table 4.5.2 及び fig. 4.5.4, 5 に示す。

- ① 実験と同様の頂部変位を加えた場合に於いて, 頂部荷重, 及び, 炉心構成要素下部の歪み量をそれぞれ約 12%, 約 24% 程度, 過小評価している。
- ② 炉心構成要素下部の歪み量が, 特に小さく評価されている原因としては, 上記 (1) の ② の他, 本コードに於ける, ラッパ管各壁面内の応力, 歪み量の取り扱い方法が揚げられる。

本モデルでは, ラッパ管の内部応力計算には, ラッパ管断面の形状変形は考慮せず, 軸方向の変形に関してのみ計算し, 各ノード毎にラッパ管 6 面の平均歪み, 応力を求めている。実験では, モデル内で考慮されていないラッパ管の周方向の歪みが, 結果に影響している可能性があり, その結果, 計算値は, 更に, 過小評価していることが考えられる。

（技-63-433）

Table 4.5.1 Comparison between experiment and calculation results for EX-3, CASE-1

炉心構成要素頂部変位 (mm)		6.8	13.2	19.0	24.7	30.1	36.1		
実験値	荷重 (N)	117	222	324	423	526	630		
	歪み量 μ	60	116	170	221	276	335		
計算値	荷重 (N)	96.66	194.7	283.6	370.9	453.6	546.0		
	歪み量 μ	49.14	98.99	144.1	188.5	230.6	277.4		

Table 4.5.2 Comparison between experiment and calculation results for EX-3, CASE-2

炉心構成要素頂部変位 (mm)		13.4	19.4	25.0	31.3	37.0			
実験値	荷重 (N)	227	328	429	531	636			
	歪み量 μ	110	166	220	270	324			
計算値	荷重 (N)	197.9	289.9	375.8	472.4	559.7			
	歪み量 μ	87.08	127.6	165.3	207.8	246.3			

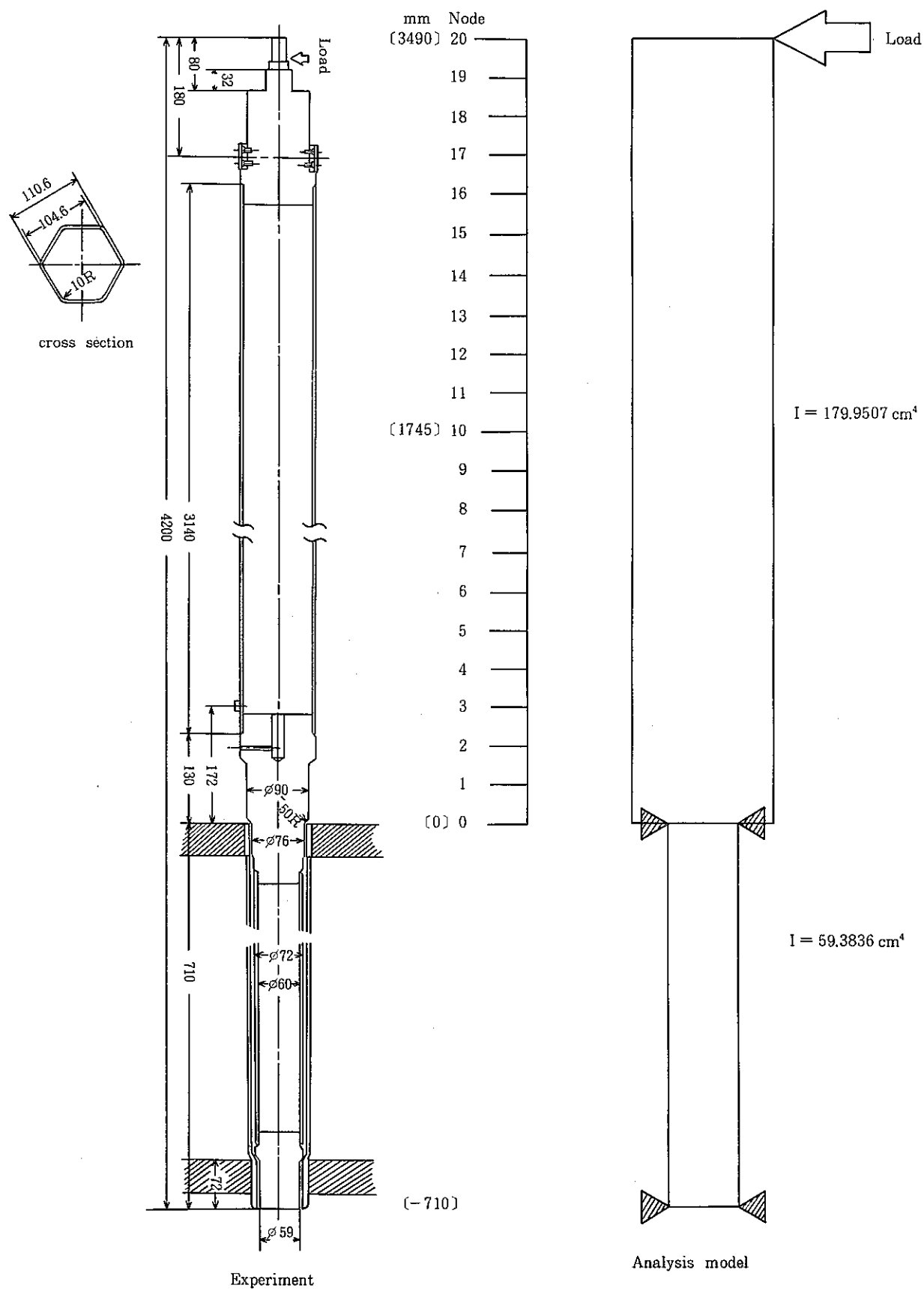


Fig. 4. 5. 1 Subassembly Model

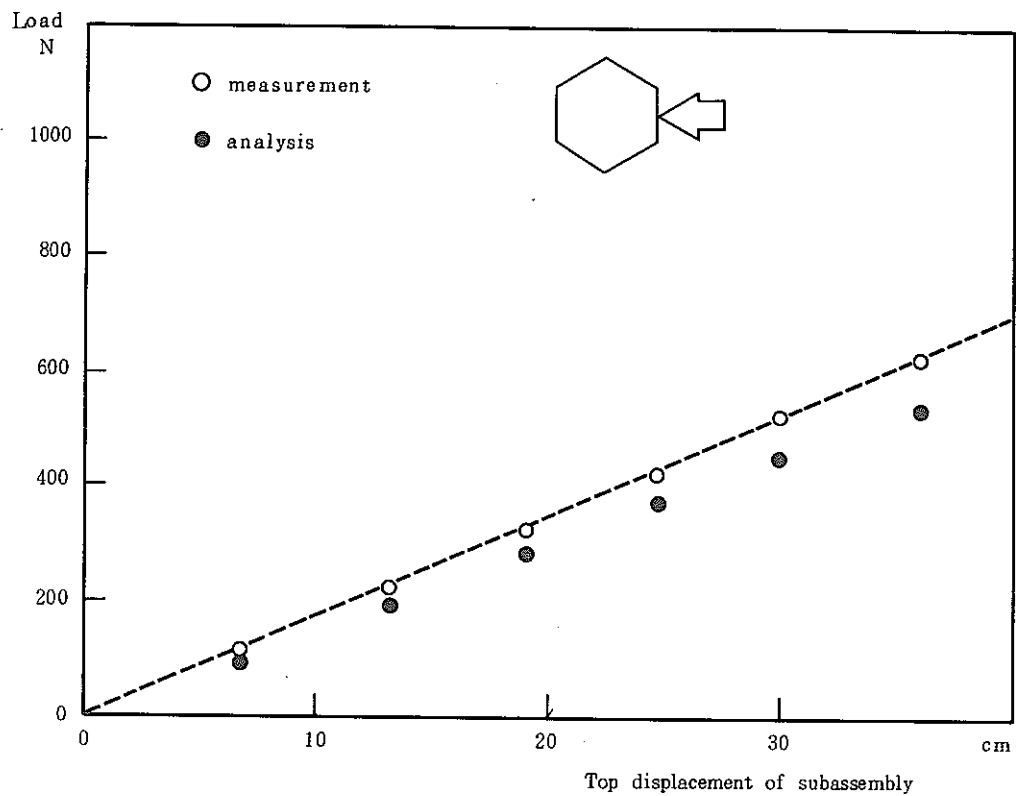


Fig.4.5.2 CASE-1 Relation between top displacement of subassembly and load

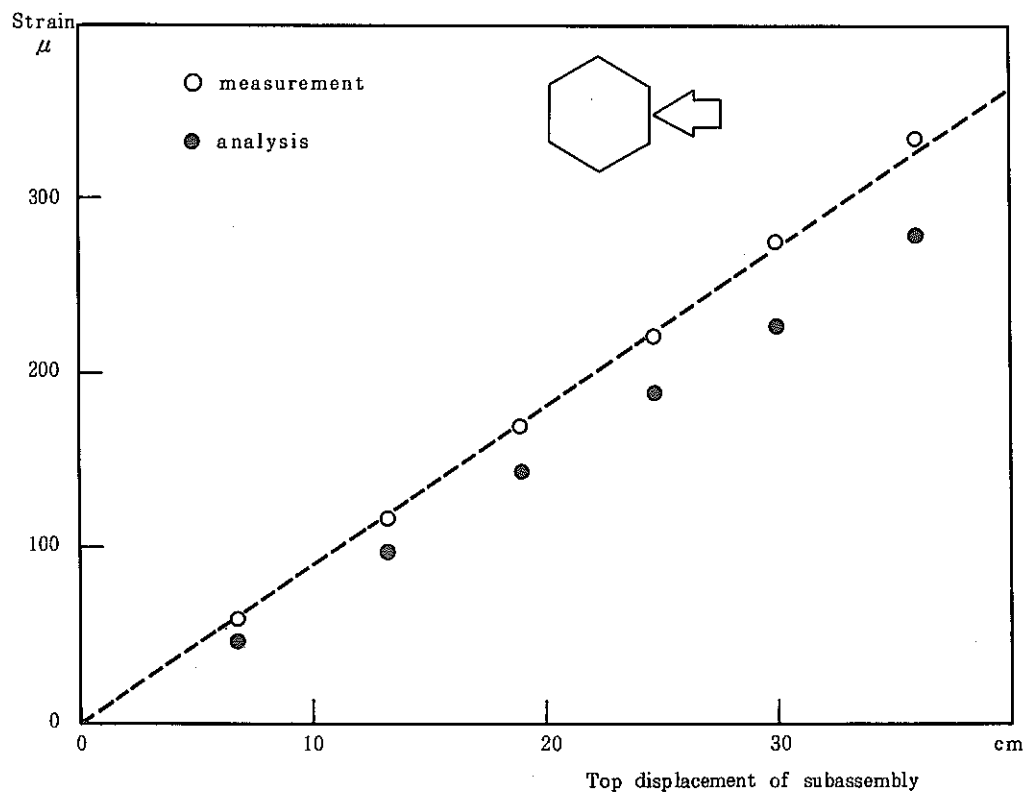


Fig.4.5.3 CASE-1 Relation between top displacement of subassembly and strain

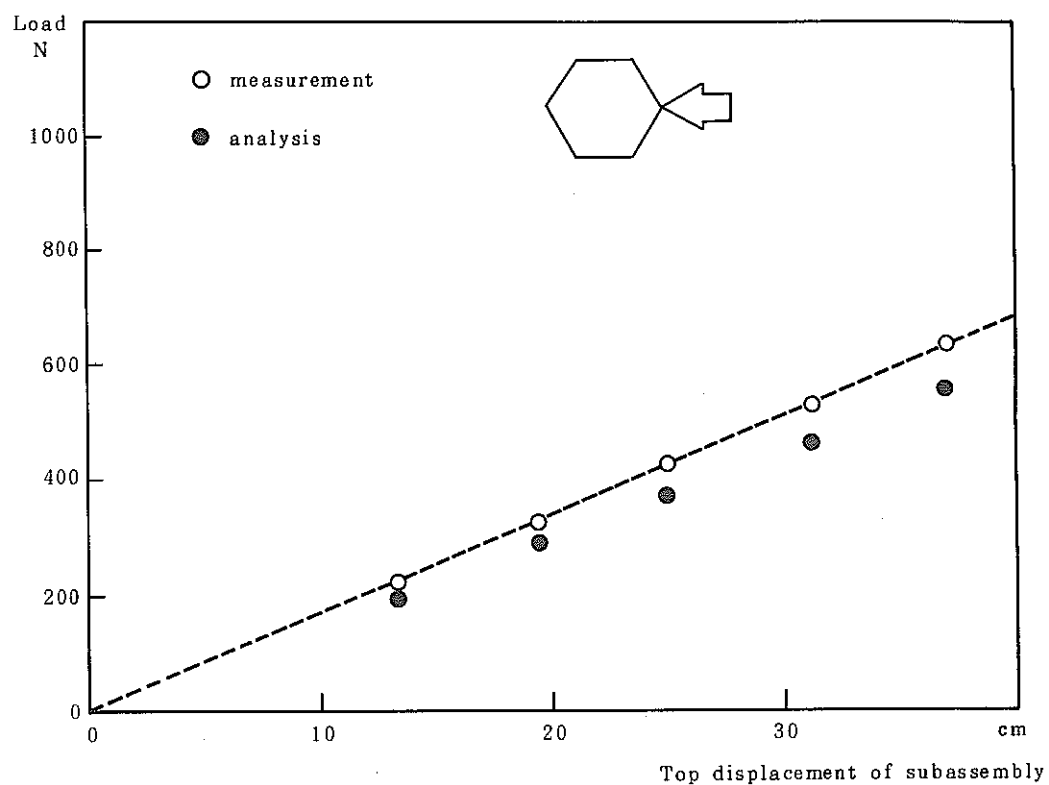


Fig.4.5.4 CASE-2 Relation between top displacement of subassembly and Load

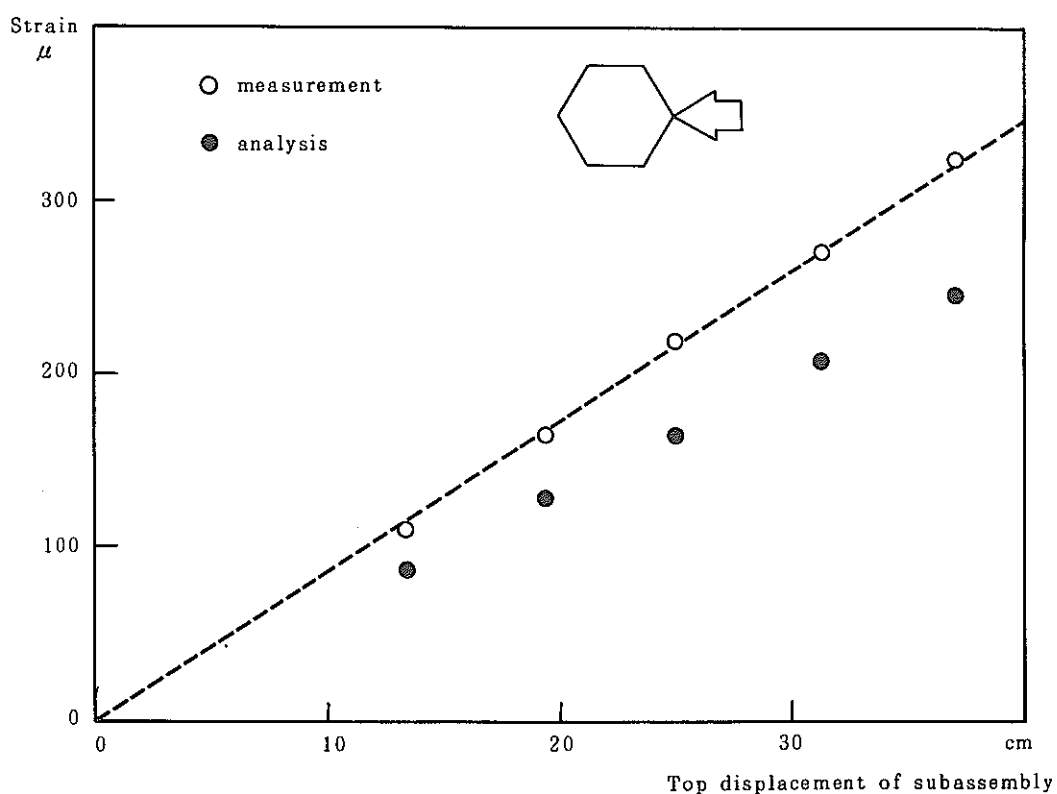


Fig.4.5.5 CASE-2 Relation between top displacement of subassembly and Load

5. 高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討

本章は、高速実験炉のプラントに関する諸特性を把握するために実施した実験とその詳細解析により得られた成果をまとめたものである。

5.1 主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験 (MK-II 炉心第 17 サイクル)

報告者 河津滋郎, 新堀正己, 沢田 誠 (プラント Gr.)

1 概 要

MK-II 炉心第 17 サイクル起動前に主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験を実施し、採取したデータより、各種設定値を算出した。この各種設定値を制御系へ設定した後、模擬電喪信号によるベーン開度測定の実験を実施した結果を報告する。

2 測定内容

測定は、主送風機入口ベーン・ダンパを「全閉」→「全開」→「全閉」のサイクルで動作させこの調節計制御信号とベーン・ダンパ開度の特性データを採取するものである。この採取データを計算センターで処理し調節計設定値を算出する。

模擬電喪信号によるベーン開度測定試験では、上記の算出された設定値等を制御系に設定した後、模擬電喪信号を印加し下記データを確認する。

- ① 冷却材温度「高」状態でのベーン開度 $6.5 \pm 1\%$
- ② 冷却材温度「低」状態でのベーン開度 $\pm 1.5\%$

3 測定結果

1) ヒステリシス・オーバーラップ領域

前回の試験結果 (第 16 サイクル起動前) と比較した結果、ベーンのヒステリシスはあまり大きな変化はなく、ダンパについてもあまり変化していないことが判った。また、オーバーラップ領域は前回の調整値と今回の算出値に差があるため、設定値を変更する必要があることが判った (Fig. 5.1.1 ~ 5.1.4 参照)。

2) 2 次主循環ポンプトリップ時の開度上, 下限値

上記の試験の算出値 (設定値) 及びこれを用いて行った模擬電喪信号によるベーン開度測定の結果を Table 5.1.1 に示す。

4 評 価

「主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験」と、これに続いて行った「模擬電喪信号によるベーン開度測定試験」にて得られた結果より検討した所、全てのベーン開度は判定基準内にあり、問題なしと考えられる。

よって今回の試験で定めた設定値を、そのまま第 17 サイクル中に使用することとした。

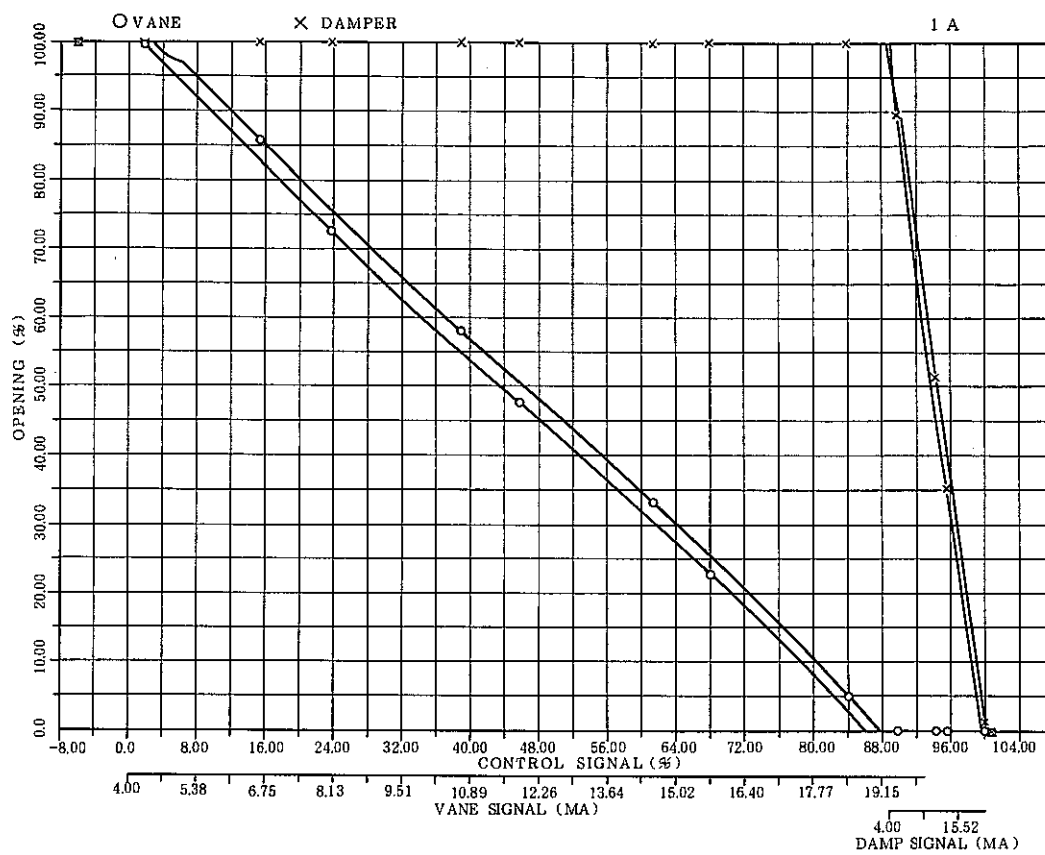


Fig.5.1.1 1A Vane damper characteristic (1988.12.7)

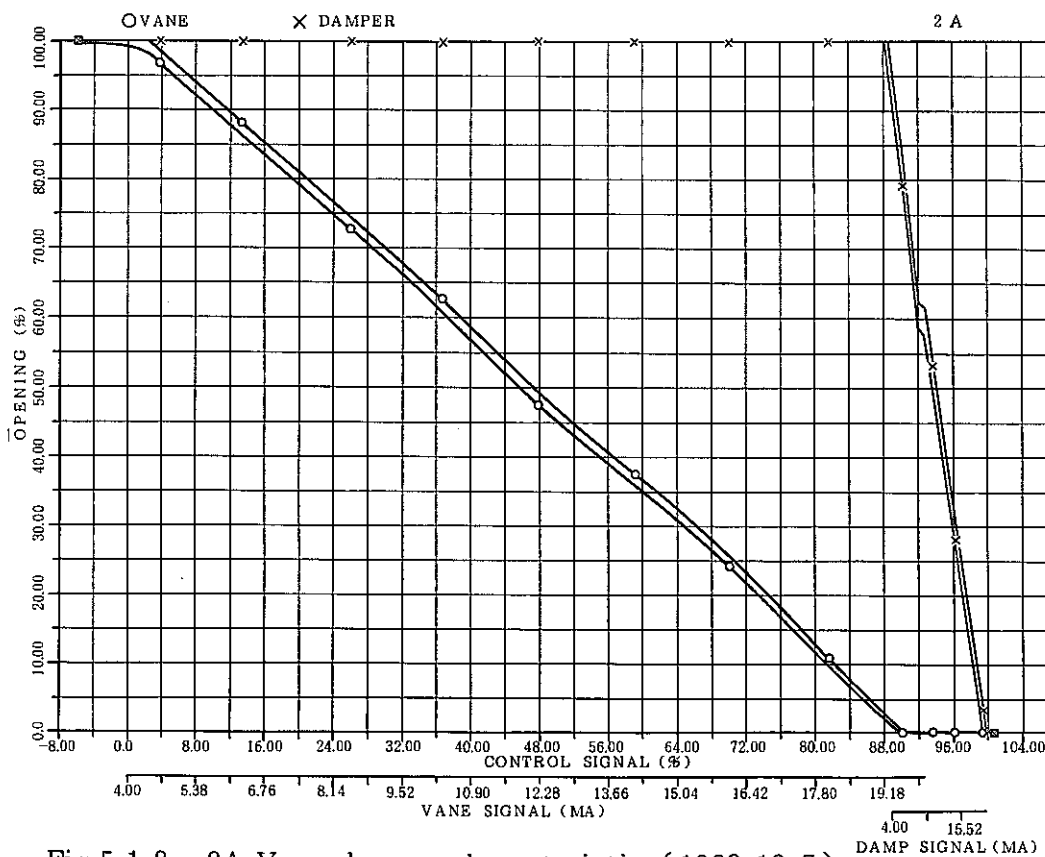


Fig.5.1.2 2A Vane damper characteristic (1988.12.7)

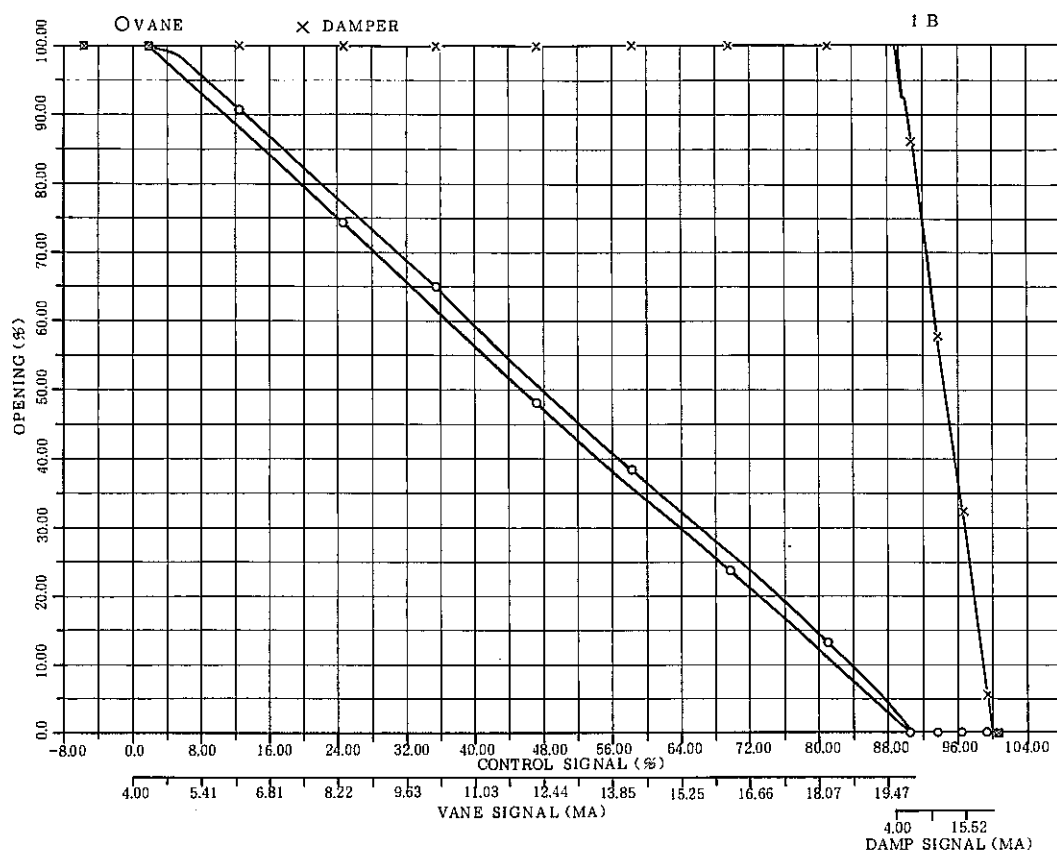


Fig. 5.1.3 1B Vane damper characteristic (1988. 12. 7)

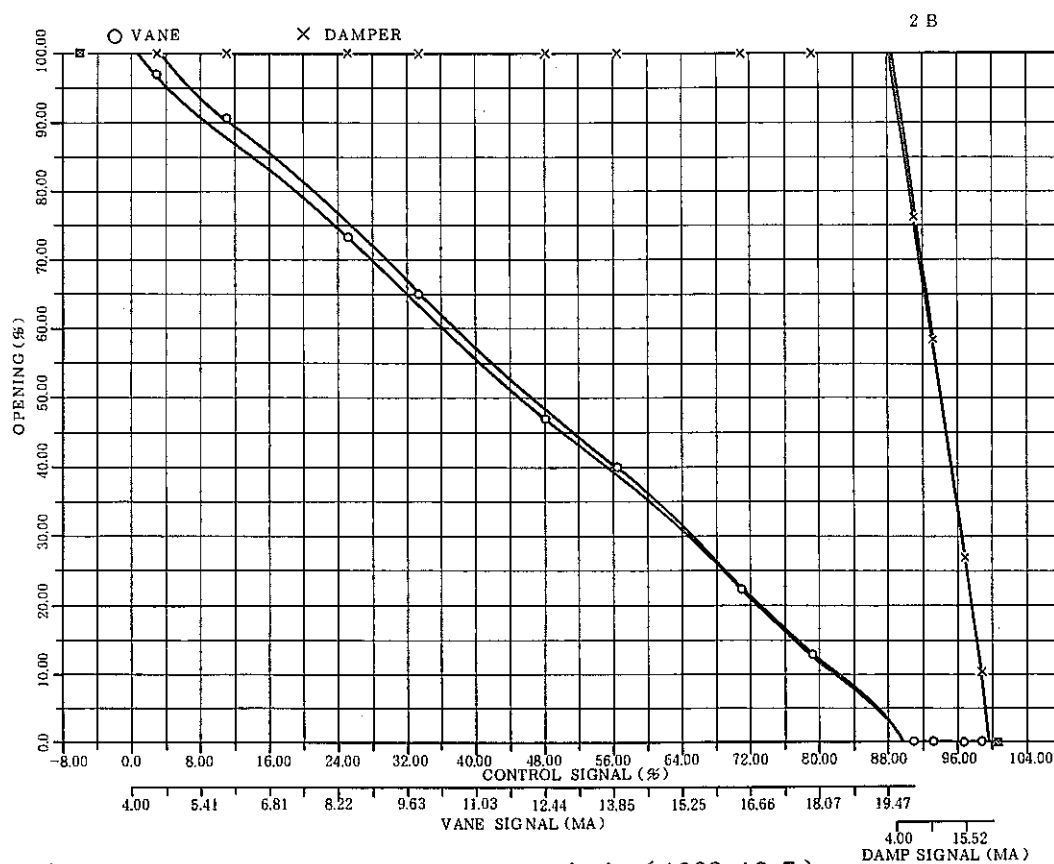


Fig. 5.1.4 2B Vane damper characteristic (1988. 12. 7)

Table 5.1.1 Openig set values of Vane damper
 examination date : 7 th. December .1988 setting date : 10 th. December. 1988

	vane	calculating value		re - setting value		setting point	remarks
		setting value	opening (%)	setting value	opening (%)		
ratio α	1 A	1.031				UNIT 1 105 SV	
	2 A	1.072				UNIT 1 107 SV	
	1 B	1.104				UNIT 2 105 SV	
	2 B	1.093				UNIT 2 107 SV	
6.5 % MH	1 A	85.05	6.3	—	—	UNIT 1 CL 02 LP01.02 ML	
	2 A	84.54	7.0	—	—	UNIT 1 CL 07 LP03.04 ML	
	1 B	84.64	3.3	81.64	6.9	UNIT 2 CL 02 LP01.02 ML	
	2 B	86.00	7.8	87.30	6.0	UNIT 2 CL 07 LP03.04 ML	
0 % ML	1 A	91.66	0.7	—	—	UNIT 1 CL 02 LP01.02 MH	
	2 A	90.49	0.6	—	—	UNIT 1 CL 07 LP03.04 MH	
	1 B	90.52	-1.5	89.60	-1.5	UNIT 2 CL 02 LP01.02 MH	
	2 B	90.18	2.1	90.68	0.9	UNIT 2 CL 07 LP03.04 MH	

5.2 MK-II炉心第17サイクルにおける系統圧損測定結果

報告者 河津滋郎, 菅谷和司, 沢田 誠(プラントGr.)

MK-II炉心第17サイクルにおける系統圧損測定を実施した。測定点は、今回よりこれまでの9点から6点へ変更した(技メモ-63-181)*¹。測定結果は以下の通りであった。

1. 測定日

昭和63年12月13日(火)
(9:30~12:00)

2. 炉心体系

右表及びFig. 5.2.1に示す。

3. 測定結果

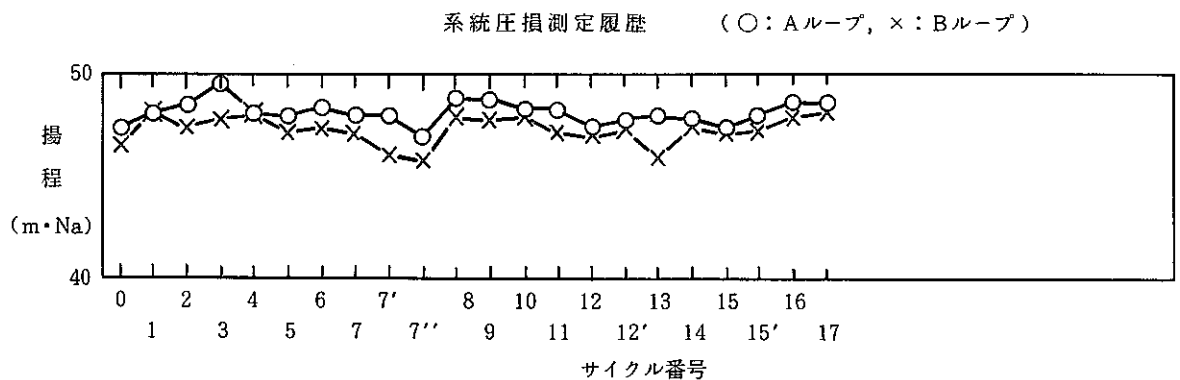
定格流量時の系統圧損は

A ループ: 48.64 mNa

B ループ: 48.09 mNa

これまでの履歴を下图に示す。

構成要素	員数	装 荷 位 置
炉心燃料集合体	62	
特殊燃料 A 1体 B 1体 C 3体	5	2 B 2, 2 E 2, 3 E 1 3 C 2, 3 F 2,
SMIR	5	5 B 2, 5 D 5, 6 A 4 6 D 4, 5 B 5,
AMIR	2	6 C 6, 6 D 6
CMIR	1	1 B 1
INTA-S	1	今回の測定時には, 装荷 されてなく, Naチャンネル
反 射 体	230	



4. 評 価

A, B ループ共に運転制限値(20.9 mNa)を十分満足するものであった。

今回の測定では, INTASが入っておらず, Naチャンネルになっていたが, 前回と比較して A, B ループ平均で約 0.14 mNa の上昇が見られた。

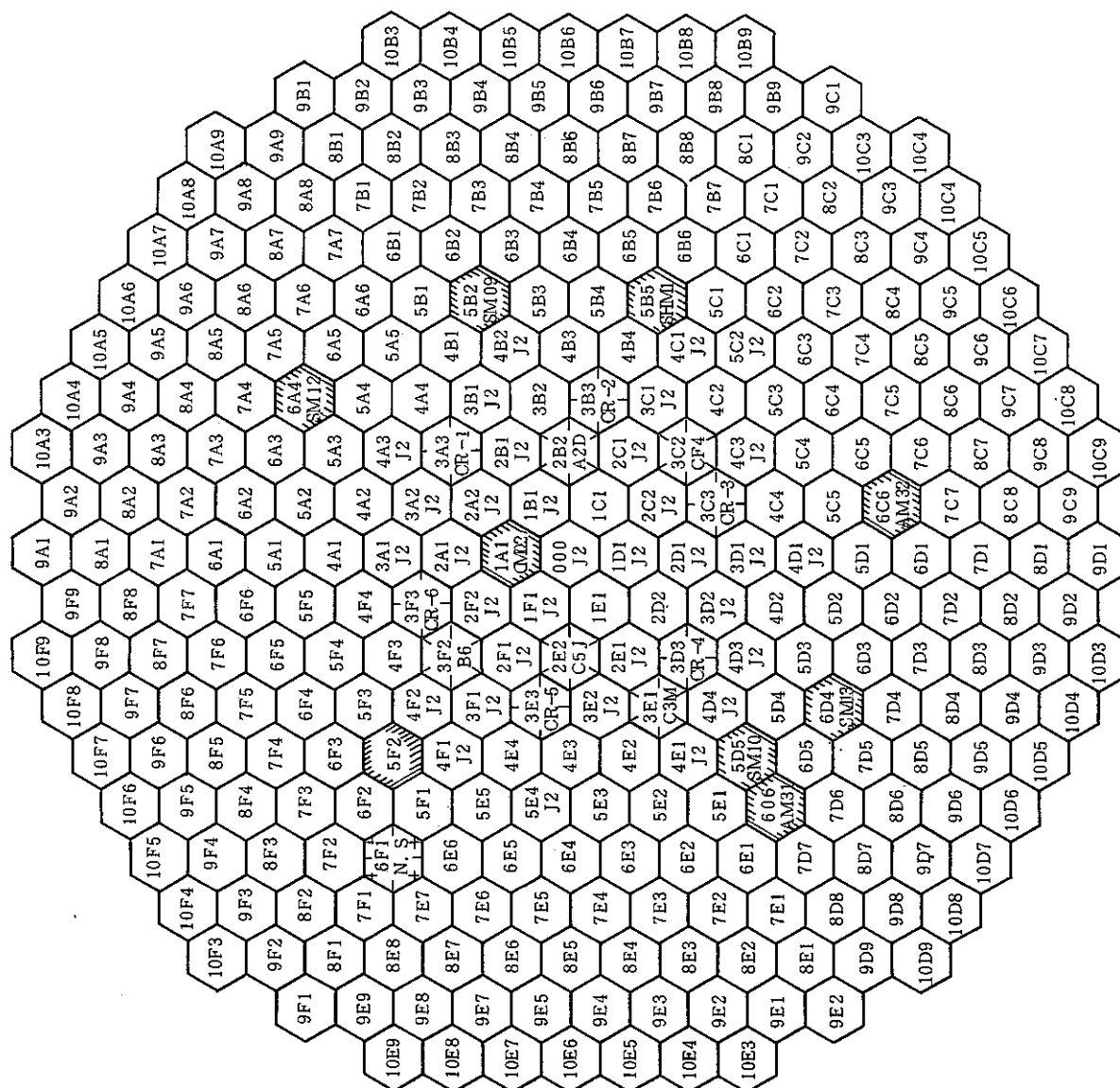


Fig. 5.2.1 100 MW – Core Configuration of 17 Cycle

5.3 「熱出力測定システム」温度補正值変更について

報告者 菅谷和司, 沢田 誠(プラント Gr.)

要 旨

第7回定検時の計算機用熱電対の較正・交換にともない、「熱出力測定システム」の温度補正值を下表の通り変更する。

MK-II炉心第17サイクル以後は、本補正值を使用する。

「熱出力測定システム」温度補正值						
No	信 号 名 称	検出器番号	補 正 値			備 考
			停 止 中 (250℃)	起 動 時 (370℃)	出 力 運 転 中	
1	オーバーフロータンク温度	TE33-1	0.0	0.0	0.0	
2	原子炉入口温度(A)	TE31.1-7A(A)	-0.5	-0.9	-0.9	
3	(B)	TE31.1-7B(A)	-0.5	-0.9	-0.9	
4	原子炉出口温度(A)	TE31.1-1A(A)	-0.5	-0.8	-1.1	
5	(B)	TE31.1-1B(A)	-0.5	-0.9	-1.2	
6	補助 IHX 入口温度	TE32.1-1 (A)	-2.0	-2.0	-2.0	
7	出口温度	TE32.1-2 (A)	0.0	0.0	0.0	
8	主冷却器出口Na温度(1A)	TE31.2-2A-1(B)	-1.1	-0.7	-0.8	
9	(1B)	TE31.2-2B-1(B)	-1.1	-0.7	-0.8	
10	(2A)	TE31.2-2A-2(B)	-1.0	-0.5	-0.5	
11	(2B)	TE31.2-2B-2(B)	-0.9	-0.7	-0.7	
12	主冷却器出口空気温度(1A)	TE31.2-2A-3	0.0	0.0	0.0	
13	(1B)	TE31.2-2B-3	0.0	0.0	0.0	
14	(2A)	TE31.2-2A-4	0.0	0.0	0.0	
15	(2B)	TE31.2-2B-4	0.0	0.0	0.0	
16	主冷却器入口Na温度(A)	TE31.2-1A (B)	-2.1	-1.0	-1.3	
17	(B)	TE31.2-1B (B)	-2.1	-1.1	-1.7	
18	主冷却器 出口合流点 Na 温度 (A)	TE31.2-3A (B)	-0.9	-0.8	-0.8	
19	(B)	TE31.2-3B (B)	-1.3	-0.8	-0.9	
20	IHX 2次入口温度(A)	TE31.2-4A	-0.6	-1.0	-0.9	
21	(B)	TE31.2-4B	-0.5	-0.9	-0.8	
22	IHX 2次出口温度(A)	TE31.2-5A	-0.5	-0.9	-1.1	
23	(B)	TE31.2-5B	-0.5	-0.9	-1.1	

5.4 MK-II炉心第17サイクルM系列・安定性試験結果

報告者 磯崎和則, 新堀正己, 沢田 誠 (プラント Gr.)

1. 試験概要

M系列試験では、主冷却器入口ベーン開度信号に不規則な小外乱を印加し、この小外乱に対するプラント各部の動特性から、定格出力における冷却材温度制御系の安定範囲を明確にする。また、この安定範囲から制御系全体のゲイン余裕を求めると共に、安定性試験での試験条件（制御定数）を決定する。

安定性試験では、主冷却器出口 Na 温度の外乱に対して、プラント全体が十分安定に運転できることを確認する。

2. 試験結果

試験実施日 M系列試験 平成 元年 1月26日(木)

安定性試験 平成 元年 1月30日(月)

M系列試験より、各主冷却器（1A, 2A, 1B, 2B）のゲイン余裕及び位相余裕を求めた。この結果、定格出力運転時における比例ゲイン及びゲイン余裕は、下表の通りであった。ゲイン余裕は、各主冷却器とも第16サイクルに比べ減少しているが、十分に安定領域にあることを確認した。この減少の原因は、第17サイクル試験時の外気温度が前サイクルに比べ低く、ベーン開度が小さかったためである。

定格第1～17サイクルのゲイン余裕及び試験時ベーン開度の経時変化を Fig-5.4.1 及び Fig-5.4.2 に示す。

主冷却器	1 A	2 A	1 B	2 B
比例ゲイン (Kp)	2.34 (2.77)	1.89 (2.69)	1.90 (2.23)	1.85 (2.18)
ゲイン余裕 (dB)	10.6 (13.9)	10.6 (14.5)	8.1 (12.6)	7.7 (10.6)

(注) () 内の数値は第16サイクルの値

安定性試験の結果、いずれのケースにおいても、設定値変更後数分以内でプラント各部の信号は、安定状態となり、不安定状態は発生しなかった。安定性試験結果を Fig-5.4.3 に示す（全3ケース）。また、安定性試験実施時の制御定数は、M系列試験結果より設定した。

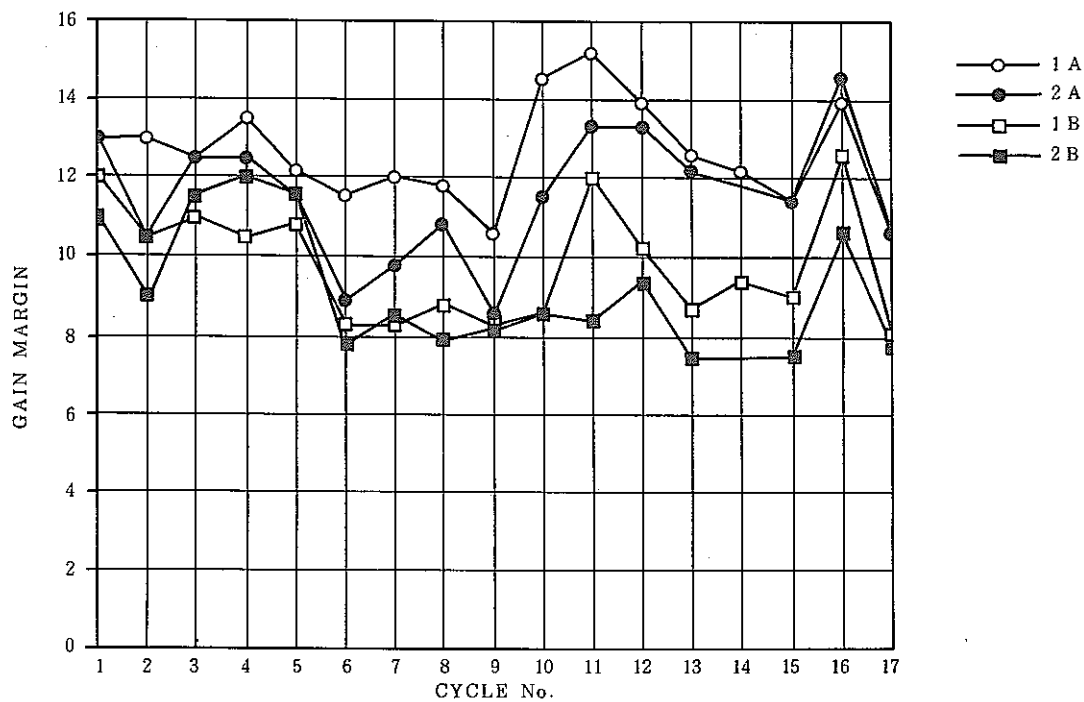


Fig.5.4.1 Personal History of Dump Heat Exchangers Gain Margin

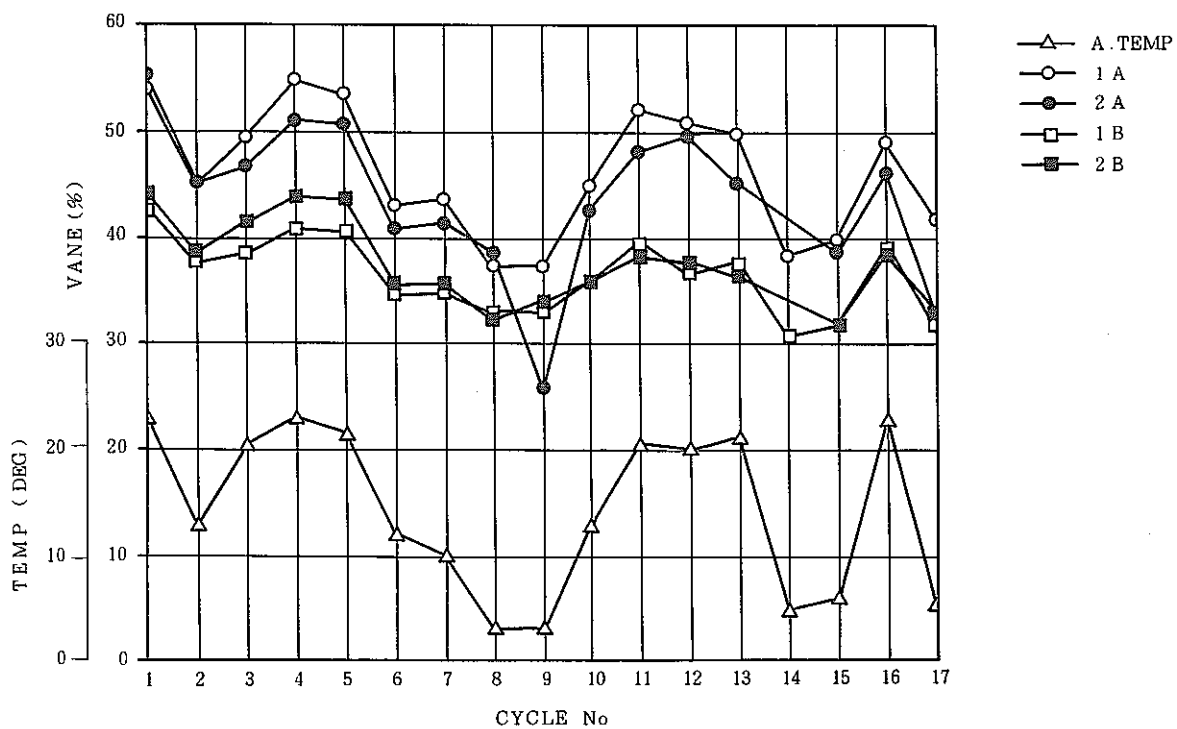


Fig.5.4.2 Personal History of Dump Heat Exchangers Vane Opening and Atmosphere Temperature

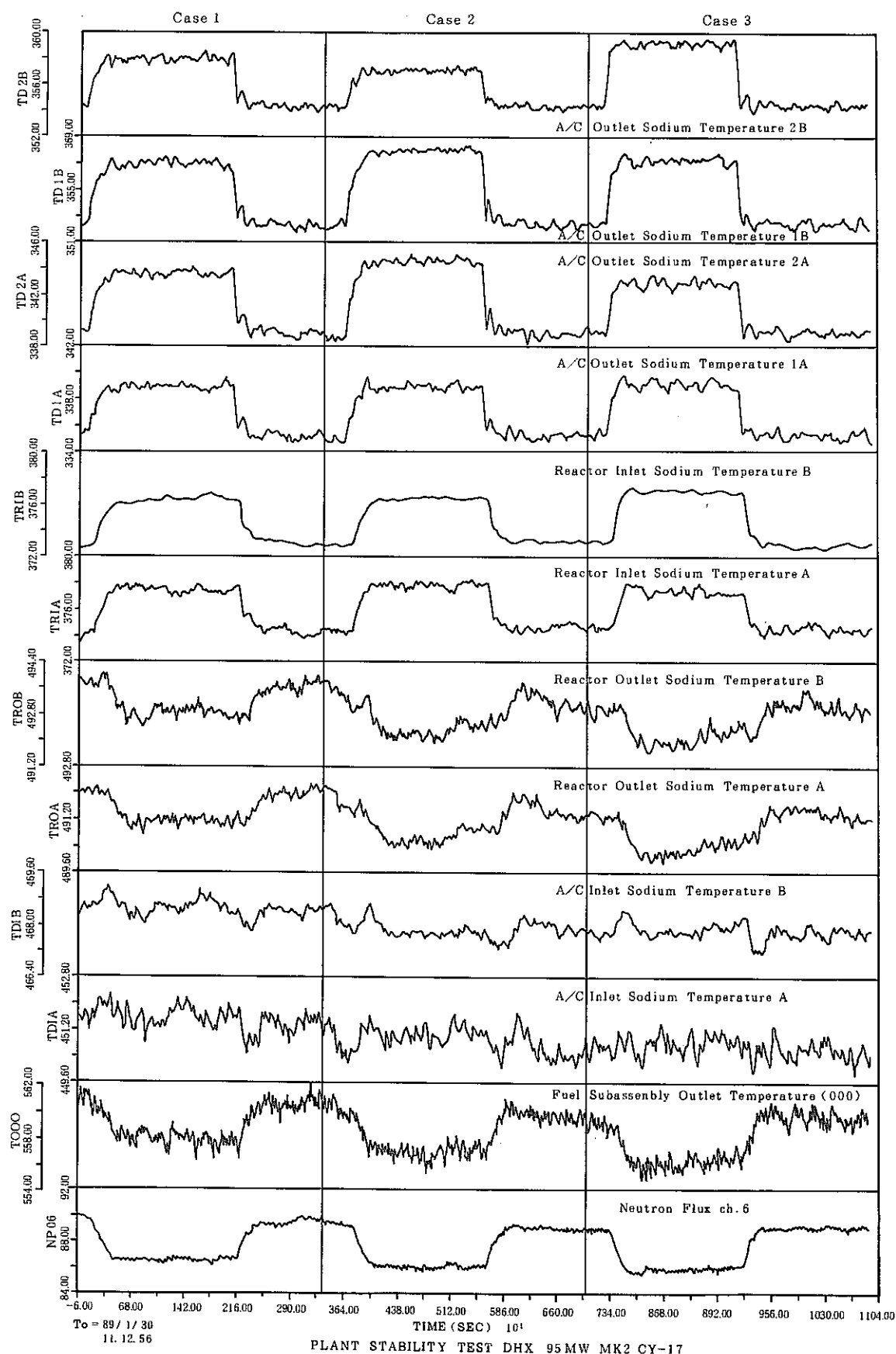


Fig.5.4.3 Plant Stability Test (17 Cycle)

5.5 第17サイクルにおける内側反射体の出口温度上昇について

報告者 田代正夫, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr.)

1. 概 要

本資料は、MK-II炉心定格第17サイクルBOCに於て内側反射体の出口温度上昇が観察されたのでその概要を示す。

第17サイクルに於て内側反射体の出口温度が第16サイクルに比べて最高で17℃上昇した内側反射体が1体、10℃以上の温度上昇があった内側反射体は5体あった。内側反射体の温度上昇の原因を調査するために、JOYDASに記録されている10～17サイクルの集合体出口温度を比較してみた。Fig. 5.5.1は10～16サイクルの出口温度を記号で示し17サイクルの温度を折れ線グラフで示している。

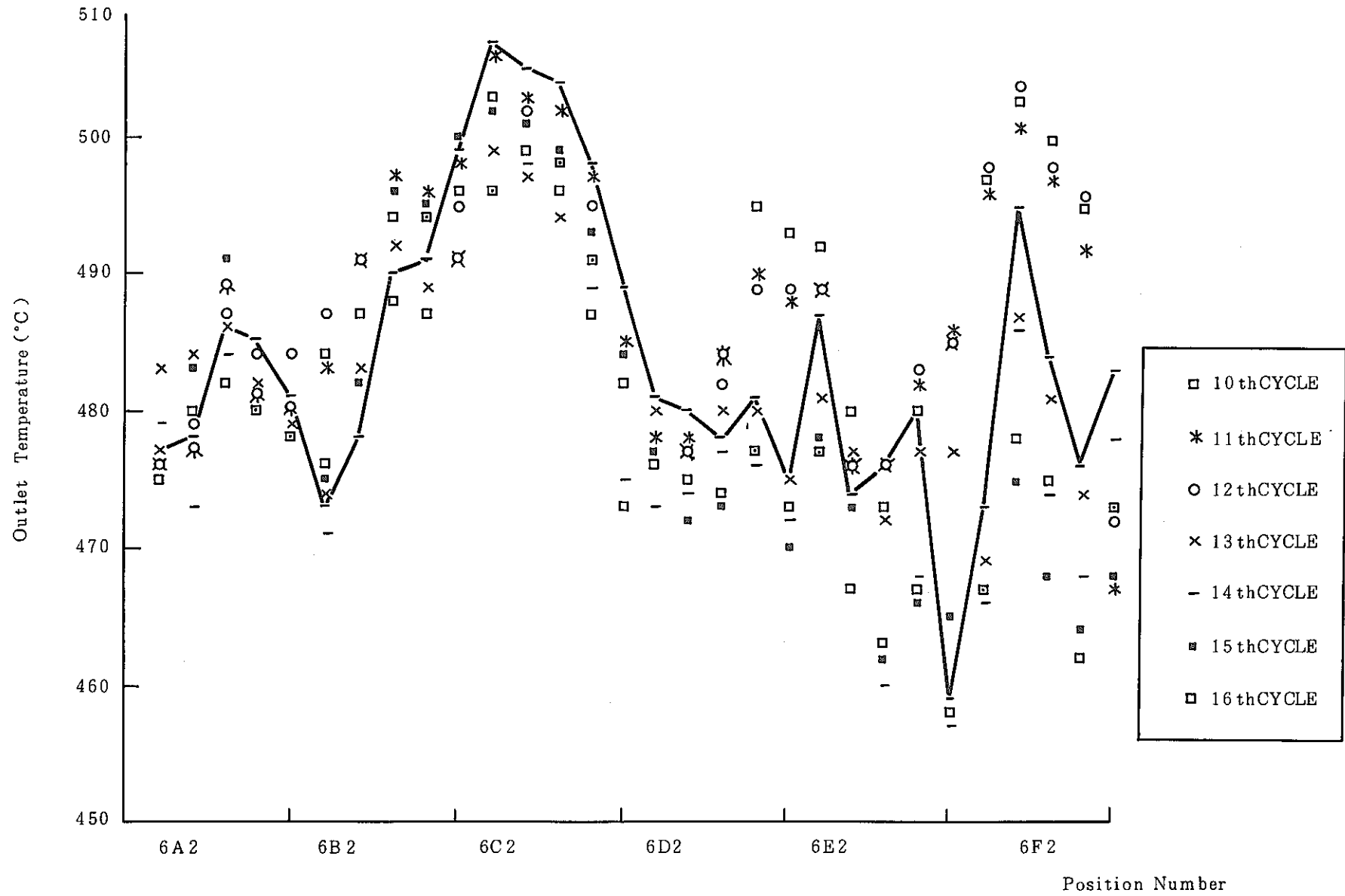


Fig.5.5.1 Subassembly Outlet Temperature of Inner Reflector (10th~17th CYCLE)

5.6 オーバフロー戻り配管安全容器貫通部の3次元軸対称モデルによる応力解析条件について

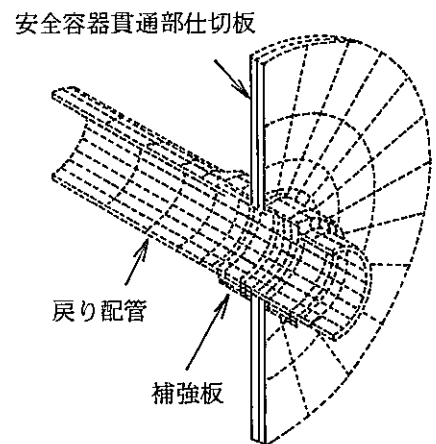
報告者 磯崎和則, 沢田 誠, (プラント Gr.)

1. 概 要

オーバフロー戻り配管安全容器貫通部については、技メモ-63-127「オーバフロー戻り配管安全容器貫通部の2次元軸対称モデルによる応力解析結果について」をはじめとして、過去に何度か解析が行われている。しかし、これらはいずれも2次元軸対称モデルによる解析であり、実際のオーバフロー戻り配管挙動（ナトリウムが配管内約 $\frac{1}{2}$ を濡らして流れている）を模擬できていない。よって、今回は、これらの実挙動を模擬できる3次元軸対称立体モデルによる解析を行うこととしたため、その解析条件について報告する。

2. 解析モデル

オーバフロー戻り配管安全容器貫通部の解析モデル図を右図に示す。



3. 解析条件

(1) 熱伝導解析条件 (Fig. 5.6.1 参照)

配管内約 $\frac{1}{2}$ をナトリウムが濡らして流れていることを考慮し、配管内下部 $\frac{1}{2}$ を $10,500 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$, 上部 $\frac{1}{2}$ をカバーガスと同じ $2.0 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の熱伝達係数とする。また、ナトリウムが跡切れた時は、 $2.0 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$, 再オーバフロー時は、 $12 \text{ m}^3/\text{h}$ 一定になるまで 280 sec 必要であることから、この間、 $2.0 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ から $10,500 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ まで時間に比例して、徐々に配管底部から熱伝達係数が増加するものとする。

(2) 熱応力解析条件 (Fig. 5.6.2 参照)

熱伝導解析結果による温度分布を使用する。

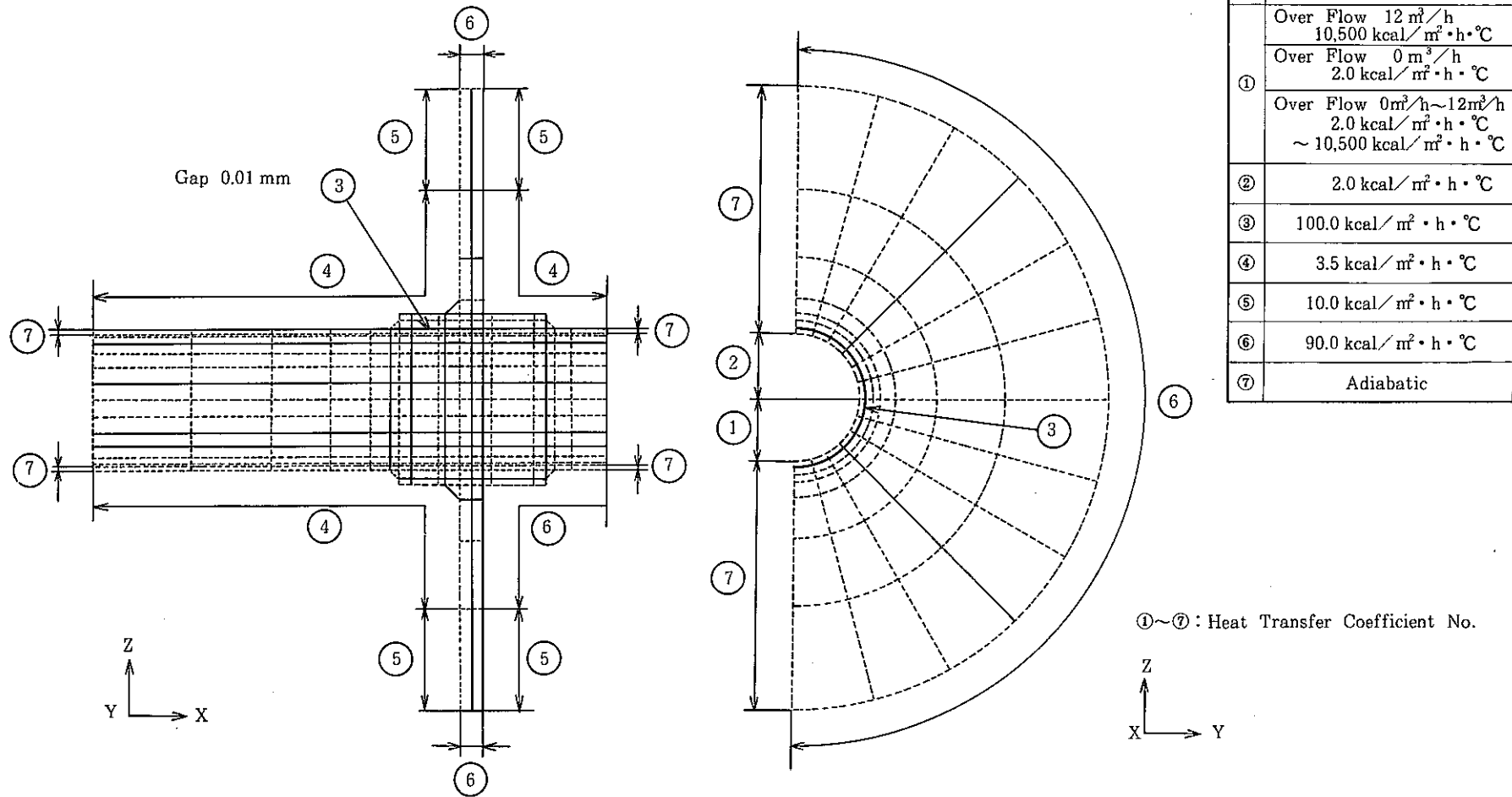


Fig. 5.6.1 Condition for Heat Conduction Analysis of the Safety Vessel Penetrating Part of Return Pipe

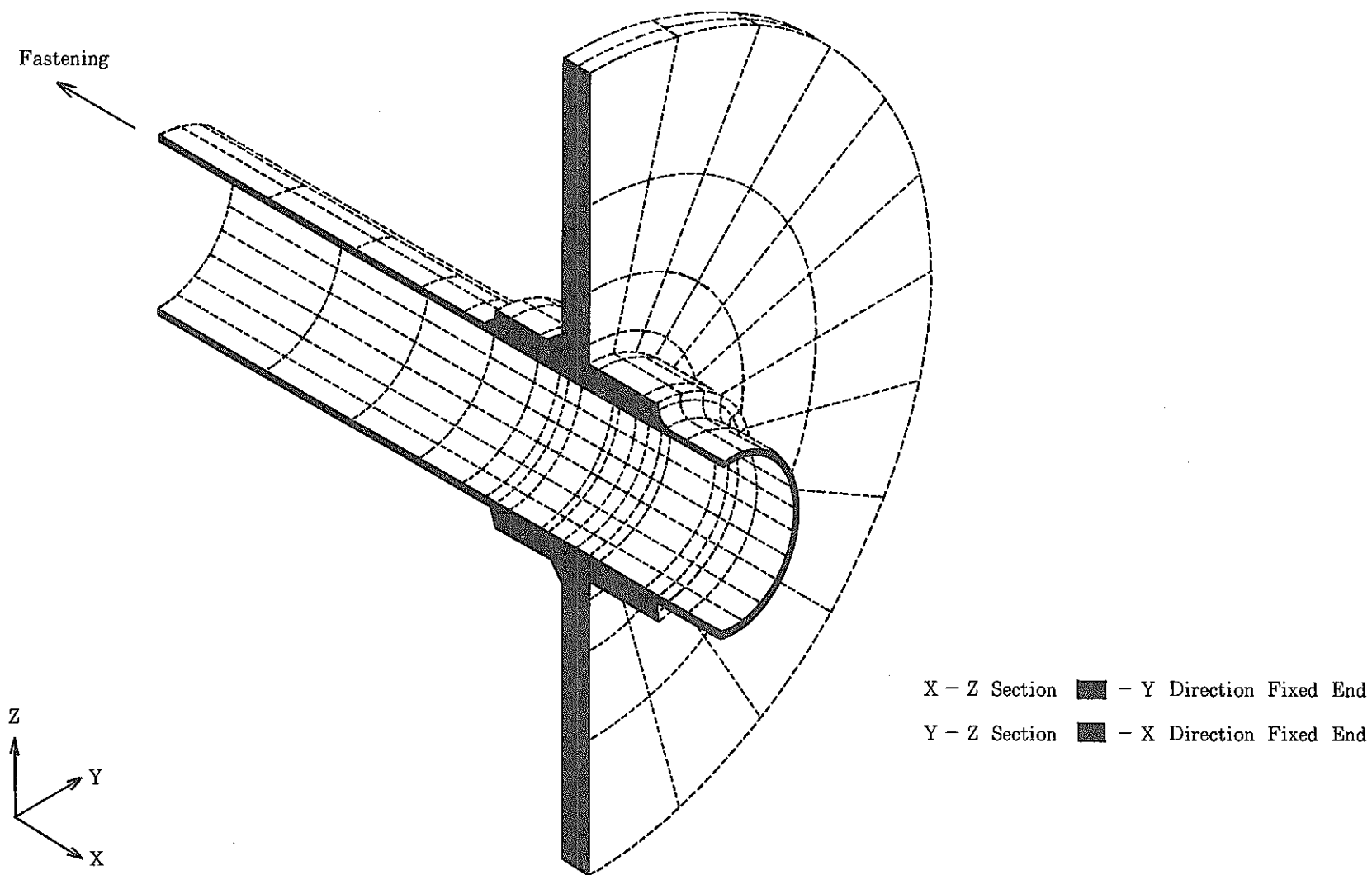


Fig. 5.6.2 Condition for Thermal Stress Analysis of the Safety Vessel Penetrating Part of Return Pipe

6. 高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析

本章は、高速実験炉「常陽」において実施された中性子束・ガンマ線の測定データの解析及び崩壊熱測定のための装置の特性試験等により得られた成果をまとめたものである。

6.1 ATRフラックスモニタの放射化量測定結果

報告者 佐久間和彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

ATR 本部の依頼により「ふげん」発電所によって照射されたフラックスモニター (実証炉用 R&D 圧力管材照射試験) の放射化量を測定した。

フラックスモニターは, Fe, Cu, Nb の 3 種類であり, Fe, Cu は「常陽」ドシメトリーシステムにより γ 線計測を行ない γ 線解析コード "BOB75" によって処理を行なった。Nb については, ナトリウム分析棟において酸で溶解し低エネルギー用 Ge (Li) 検出器により, K-X 線の測定が行なわれた。

ATR フラックスモニターの放射化量測定結果を以下に示す。

Measured Specific Activity at the end of Irradiation

Specific Activity (decay/sec/g)				
Fe		Cu		Nb
FN-1F	1.609×10^6 (2.33)	FN-1C	3.530×10^5 (2.33)	2.181×10^6
FN-2F	8.405×10^5 (2.45)	FN-2C	1.945×10^5 (2.33)	1.259×10^6
FN-3F	4.349×10^5 (2.70)	FN-3C	1.083×10^5 (2.33)	7.074×10^5
FN-4F	1.356×10^6 (2.34)	FN-4C	3.342×10^5 (2.33)	2.029×10^6
FN-5F	7.404×10^5 (2.40)	FN-5C	1.853×10^5 (2.33)	1.128×10^6
FN-6F	3.867×10^5 (2.74)	FN-6C	1.066×10^5 (2.33)	6.475×10^5
FN-7F	1.464×10^6 (2.34)	FN-7C	3.344×10^5 (2.33)	2.029×10^6
FN-8F	8.193×10^5 (2.47)	FN-8C	1.928×10^5 (2.33)	1.144×10^6
FN-9F	4.151×10^5 (2.75)	FN-9C	1.051×10^5 (2.33)	6.318×10^5

() : Standard Deviation in Percent

6.2 安全容器サーベイランス材の中性子照射量評価

報告者 佐久間和彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

1. 概 要

「常陽」MK-I 炉心臨界から安全容器内側の黒鉛遮蔽体外面に位置するサーベイランス孔内において照射されたフルエンスモニターの反応率より CA-02 キャンプセルの中性子照射量を評価した。

2. 計算条件

1) 照射条件

照射期間: MK-I 炉心臨界近接~MK-II 炉心第 12 cycle

照射位置: 安全容器サーベイランス孔

2) フラックスモニター

Fe, Ni, Cu の高純度金属ワイヤー

3. 方 法

フラックスモニターの実測反応率, ENDF/B-V より作成した断面積ライブラリー, "DOT 3.5" の計算による中性子スペクトル等を用いて, スペクトルアンフォールディングコード "NEUPAC-JLOG" により, 中性子束 ($n/cm^2/sec$), 損傷量 (dpa/sec) の解析を行った。

4. 結 果

今回の解析の結果得られた積分中性子束, 積算中性子照射量を Table 6.2.1 及び Table 6.2.2 に示す。

Table 6.2.1 Result of Neutron Flux Measured of CA - 02 Sets

ϕ total	8.39×10^{12}	n/cm ² /sec
$\phi > 1.0$ MeV	3.13×10^9	
$\phi > 0.1$ MeV	6.37×10^{10}	
ϕ dpa	6.78×10^{-11}	dpa/sec

Table 6.2.2 Results of Neutron Fluence Measured of CA - 02 Sets

ϕ total	6.04×10^{20}	n/cm ²
$\phi > 1.0$ MeV	2.25×10^{17}	
$\phi > 0.1$ MeV	4.58×10^{18}	
ϕ DPA	4.89×10^{-3}	dpa

6.3 材料照射ラック、燃料貯蔵ラックの中性子照射量評価

報告者 佐久間和彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

1. 概 要

「常陽」MK-II 炉心全サイクルを通じて、材料照射ラック、燃料貯蔵ラック内において照射されたフラックスモニターの中性子反応率より、各ラック位置の中性子照射量を評価した。

2. 計算条件

照射期間 : 「常陽」MK-I 炉心全サイクル

照射位置 : I-01 照射リグ・材料照射ラック M-1

II-01 照射リグ・燃料貯蔵ラック R-2

積算熱出力 : 27,887 MWD (75 MW 出力で 3.2×10^7 sec)

フラックスモニター : Fe, Ni, Cu の高純度金属ワイヤー

計算コード : NEUPAC-JLOG

3. 方 法

フラックスモニターの実測反応率より“NEUPAC-JLOG”コードを用いてスペクトルアンフォールディングを行ない、中性子束 ($n/cm^2/sec$), 損傷量 (dpa/sec) の解析を行った。

4. 結 果

解析の結果得られた中性子照射量、及び損傷量を Table 6.3.1 に示す。

Table 6.3.1 Result of Neutron Fluence Measured

Irradiation Rig I - 01

Cap.No	ϕ TOTAL	$\phi \geq 1.0$ MeV	$\phi \geq 0.1$ MeV	DPA
H - 01	5.82E19 (10.1)	9.76E16 (20.1)	5.58E18 (16.5)	2.54E-3 (10.2)
H - 02	1.86E20 (10.1)	3.72E17 (20.2)	1.81E19 (16.4)	8.14E-3 (14.4)
H - 04	1.53E10 (10.1)	3.00E17 (20.2)	1.47E19 (16.4)	8.60E-3 (14.4)

() : Standard Deviation in Percent

Irradiation Rig II - 01

Cap.No	ϕ TOTAL	$\phi \geq 1.0$ MeV	$\phi \geq 0.1$ MeV	DPA
H - 39	2.92E20 (10.3)	3.49E18 (16.7)	6.64E19 (14.7)	2.07E-2 (12.2)
H - 40	4.18E20 (10.3)	5.27E18 (16.2)	6.66E19 (14.7)	2.99E-2 (12.1)
H - 41	6.51E20 (10.4)	7.19E18 (17.9)	1.07E20 (14.9)	4.70E-2 (12.5)
H - 42	5.77E20 (10.3)	7.17E18 (16.5)	9.66E19 (14.7)	4.27E-2 (12.2)
H - 43	6.40E20 (10.3)	7.90E18 (16.7)	1.07E20 (14.7)	4.72E-2 (12.2)
H - 44	6.96E20 (10.3)	8.46E18 (16.4)	1.14E20 (14.7)	5.07E-2 (12.2)
H - 45	5.76E20 (10.3)	7.27E18 (16.0)	9.11E19 (14.7)	4.11E-2 (12.1)

() : Standard Deviation in Percent

$$\begin{array}{l}
 \phi \text{ TOTAL} \\
 \phi \geq 1.0 \text{ MeV} \\
 \phi \geq 0.1 \text{ MeV}
 \end{array}
 \left. \vphantom{\begin{array}{l} \phi \text{ TOTAL} \\ \phi \geq 1.0 \text{ MeV} \\ \phi \geq 0.1 \text{ MeV} \end{array}} \right\} \text{n/cm}^2$$

dpa : dpa

6.4 崩壊熱測定試験計画（平成元年1・2月分）

報告者 曾我 彰, 長崎英明, 田代正夫, 有井祥夫（炉心・運転計画 Gr.）

1. 概 要

崩壊熱の評価精度の向上を目的とした崩壊熱測定装置による使用済燃料集合体の崩壊熱測定試験計画を作成した。

試験計画の主な内容は以下に示す通りである。

2. 試験期間

平成元年1月9日～平成元年2月17日

3. 測定対象集合体

現在、第1プールに貯蔵されている使用済燃料集合体のうち、以下の集合体12体を試験対象とする（燃料集合体12体）。下表に測定対象集合体の照射履歴を示す。

Subassembly Number	Cycle	Address	Cooling Time	Decay Heat (W) *	Subassembly Number	Cycle	Address	Cooling Time	Decay Heat (W) *
PFD129	9～13	000	450(d)	207.9	PFD217	9～13	2E2	468(d)	132.6
PFD135	11～15	1C1	271(d)	359.7	PFD220	10～14	2E1	350(d)	209.8
PFD145	6～13	4E1	472(d)	109.6	PFD221	10～14	2C2	362(d)	352.5
PFD156	7～14	4D1	347(d)	171.3	PFD223	10～14	2C1	369(d)	174.3
PFD208	8～14	4D4	356(d)	204.7	PFD224	10～13	2B2	261(d)	199.9
PFD212	8～14	4B1	367(d)	176.7		14～15	2D2		
PFD215	9～14	3F1	343(d)	149.4					

* Calculated value by FPGS code

6.5 「常陽」一次主冷却系配管，機器のCP付着量・線量率測定結果

報告者 高橋和雄，枘井智彦，佐久間和彦，大戸敏弘（計測 Gr.）

1. 概 要

高速炉プラントにおける CP 発生メカニズム，移行沈着挙動を解明し被曝低減化をはかるために，高速実験炉「常陽」の一次主冷却系において CP の付着量と表面線量率を測定した。

2. 測定方法

今回の CP 測定は，高速実験炉「常陽」の第 7 回定検時（MK - II 炉心第 16 サイクル終了時）に，一次主冷却系配管，主中間熱交換器（IHX），主循環ポンプ（Pri. Main Pump），オーバーフローカラム（OFC）の A, B ループを対象とした。

測定には，一次主冷却系機器の保温材表面線量率を測定するために TLD 素子を用い，配管内の CP 沈着量を測定するために高純度 Ge 半導体検出器を用いた。Ge 検出器は検出効率校正済のものを使用し，Ge 検出器センサー部を鉛コリメータによりしゃへいして，測定位置付近の配管等からの γ 線影響を防いだ。

表面線量率の測定は総数 2044 点，CP の付着量は Fig. 6.5.1 に示すように 20 点とした。

3. 結 果

- (1) 主要な CP 核種は従来通り ^{54}Mn と ^{60}Co であるが，今回新たに ^{58}Co も検出された。付着分布の特徴と原子炉停止日換算の最大付着量は Fig. 6.5.2 に示すように ^{54}Mn が Cold leg 配管で，しかも下流側に多く約 $3.8 \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ ， ^{60}Co が Hot leg 配管の約 $0.31 \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ であるが，Cold leg 2 にも約 $0.18 \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ と多い。また， ^{58}Co は Hot leg 配管の約 $0.05 \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ が最大であるが，下流側ほど少なくなる傾向にあった。主要な CP の付着特性として ^{60}Co の高温部優先性を除けば，高流速側に多く Na 流速依存性が強いのが特徴であった。
- (2) ^{54}Mn 及び ^{60}Co の付着量は核種別測定及び表面線量率測定のいずれの結果でも頭打ち傾向を示した（Fig. 6.5.3 参照）。これは第 6 回定検中に純化系コールドトラップを新型に交換したためと推定された。今後詳細な検討が必要である。
- (3) 原子炉停止日から約 35 日経過後の配管，IHX，PUMP 及びオーバーフローカラムの最大表面線量率は A ループで $259 \text{mR}/\text{h}$ ， $344 \text{mR}/\text{h}$ ， $345 \text{mR}/\text{h}$ 及び $562 \text{mR}/\text{h}$ ，B ループで $1709 \text{mR}/\text{h}$ ， $1620 \text{mR}/\text{h}$ ， $500 \text{mR}/\text{h}$ 及び $146 \text{mR}/\text{h}$ であった。一次冷却配管の平均表面線量率の経時変化を Fig. 6.5.4 及び Fig. 6.5.5 に示す。

(4) 冷却系におけるCP挙動として、配管ではNa中を原子状に近い形で運ばれ、鋼壁に析出して蓄積し、各機器内ではNa中のCPが粒子成長して重力沈降により堆積することを実測値は定性的に示唆しており、詳細に検討して評価コードに反映する必要がある。

今後の課題としては、CP測定を継続して付着量が飽和に達したか否かを見極めると共に実測値を詳細に検討してCP挙動の定量化を図り、評価コードの整備検証する必要がある。

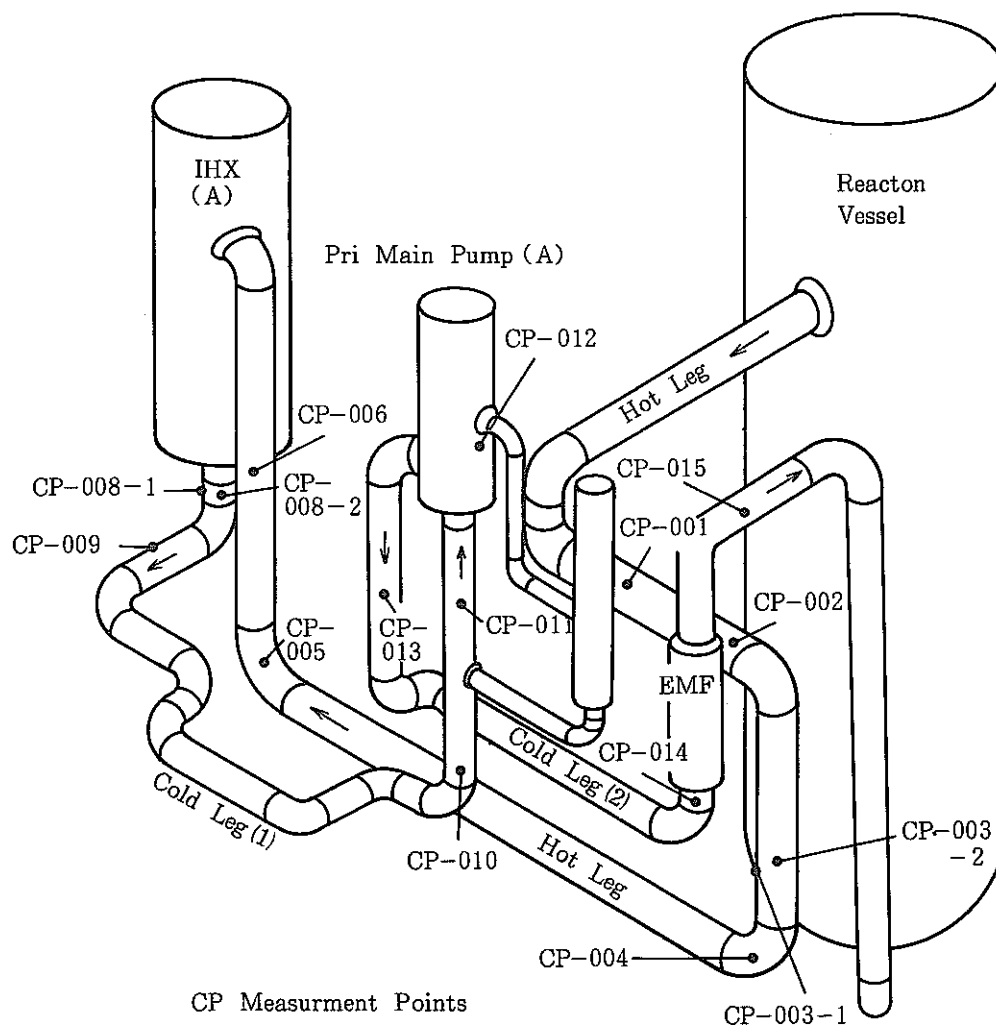


Fig. 6.5.1 Measurement Points for CP Deposits

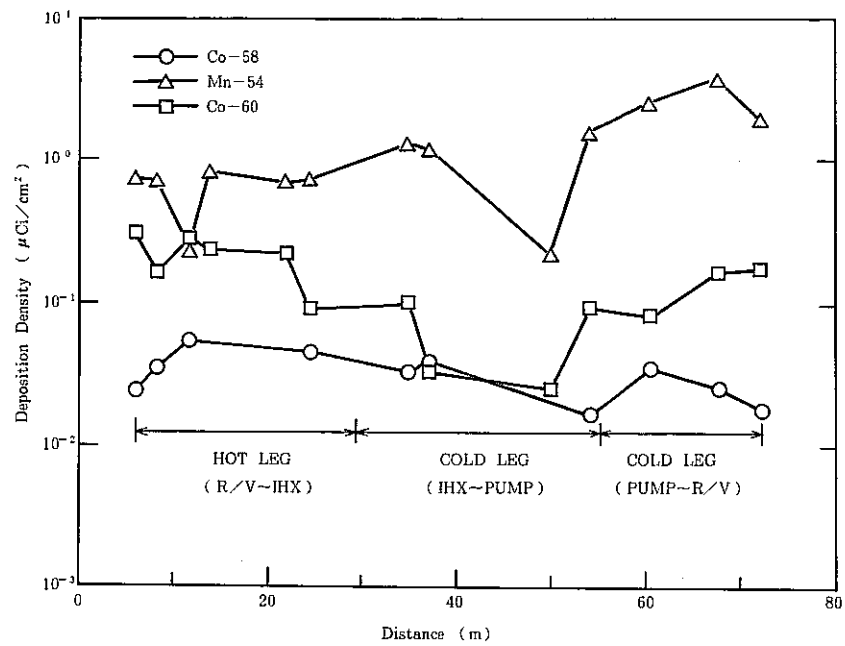


Fig. 6.5.2 Deposition of Corrosion Products

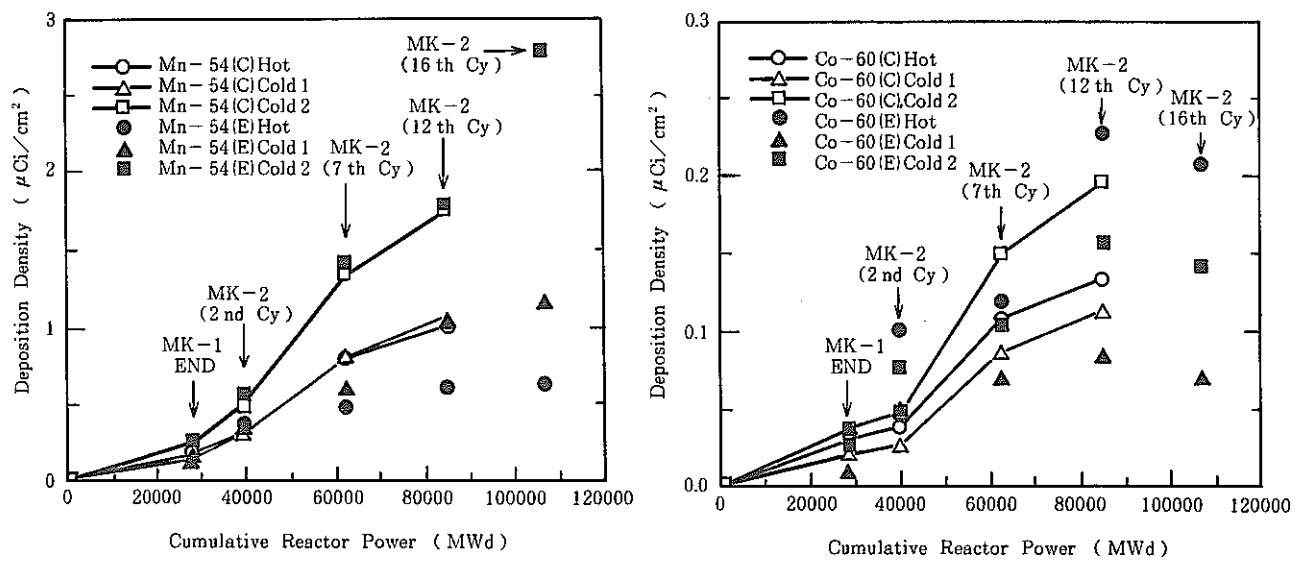


Fig.6.5.3 Comparison of Measured vs. Calculated CP Buildup in Primary Main Circuit Piping (A)

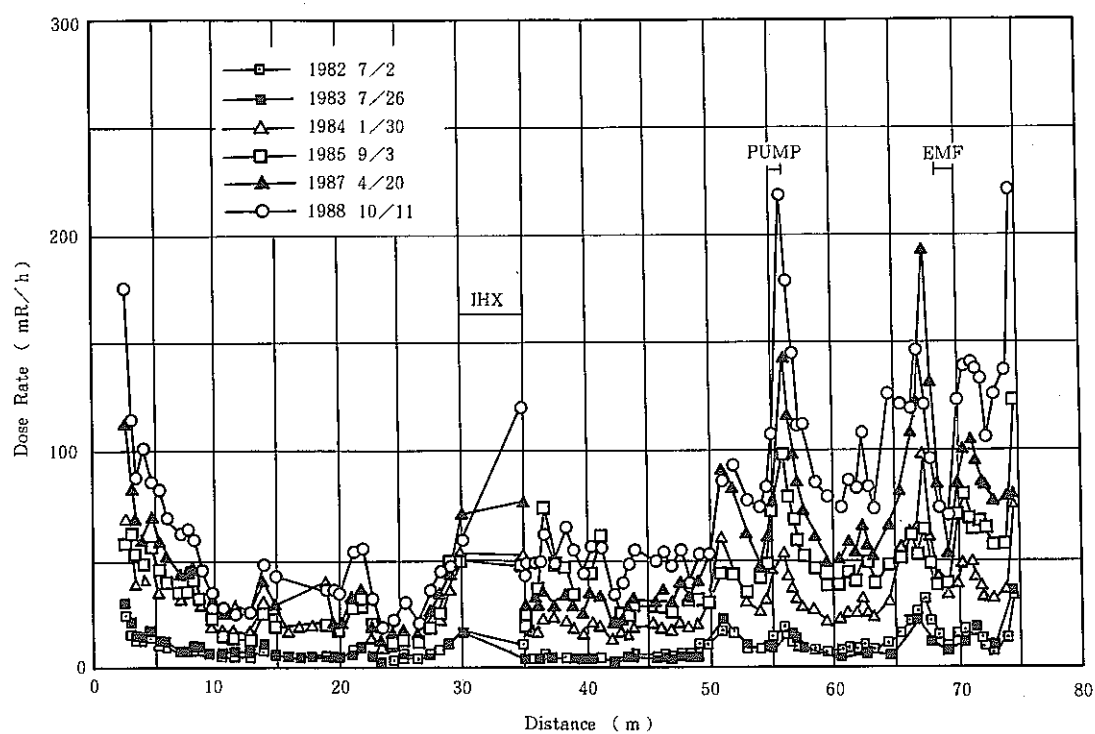


Fig. 6.5.4 Surface Dose Rate Distribution (A LOOP)

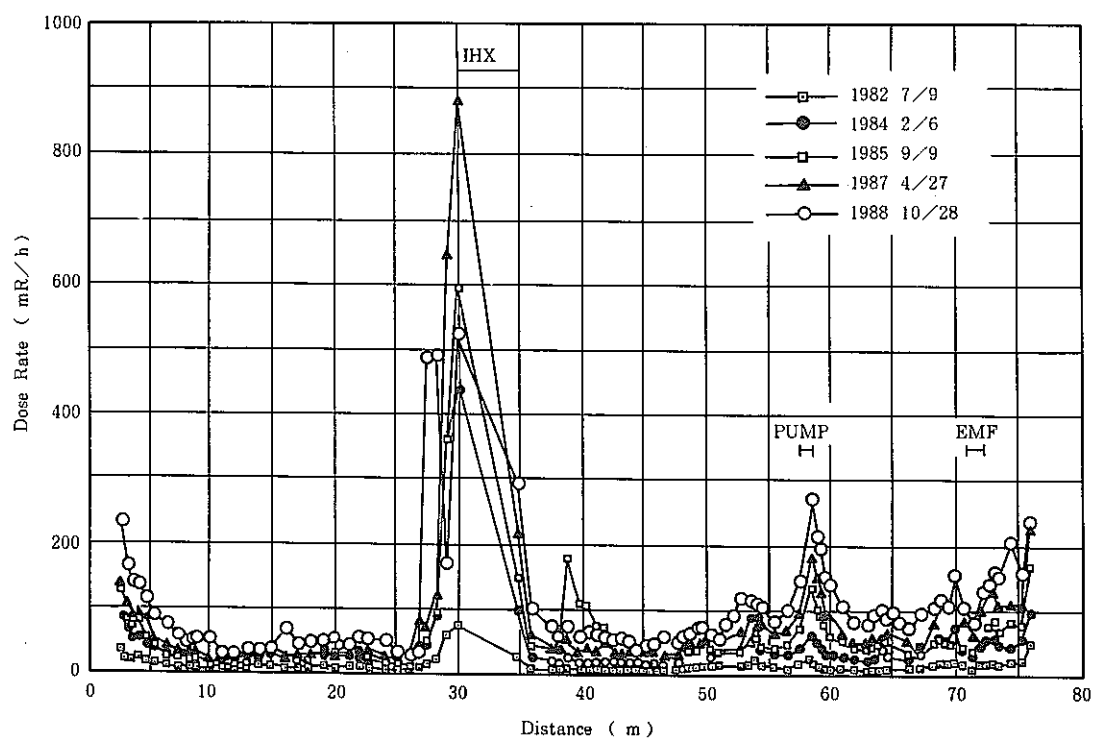


Fig. 6.5.5 Surface Dose Rate Distribution (B LOOP)

6.6 トリチウム分布測定試験結果（その1）

報告者 高橋和雄，大戸敏弘（計測 Gr.）

1. 概 要

高速実験炉「常陽」におけるトリチウム挙動の解明と、評価コード“TTT”の精度向上を目的として、MK-II炉心第16サイクル運転時に2次冷却系Na主配管に取付けたトリチウム（ ^3H ）捕集容器により濃度変化を測定した。

2. 試験方法

(1) 捕集容器

^3H 捕集容器はステンレス製の円筒形（外径677.6 mm ϕ ，板厚1.2 mm長さ1000 mm）で、保温材（材質：カポサイト，厚さ100 mm）で仕上げられたNa主配管の低温側（Cold leg）及び高温側（Hot leg）に取付けたもので、内容積はいずれも100 ℓ である。

(2) サンプルング実績及び分析方法

サンプルング周期は比較的長時間保持した場合と短時間保持した場合の2通りにし、短時間の保持では容器内に約230 ℓ の窒素ガスを流通させ、容器内をリフレッシュした。

捕集容器内のガスのサンプルングは濃縮装置側の制限（純水添加量，電気炉の温度制御等）から流速約1 ℓ/min ，サンプルング時間30分または60分とした。サンプルングガス中の ^3H は電気炉で全てトリチウム水に変換したのち，コールドトラップでガラス管内に凍結させて採取した。採取した水溶液中の ^3H 濃度は液体シンチレーションカウンタで分析した。

3. 測定結果

(1) 保温材を有する2次系Na主配管からのみかけの ^3H 透過率として暫定的に、

• Cold leg 配管 $7.81 \times 10^{-9} \mu\text{Ci}/\text{S}$

（Na温度350 $^{\circ}\text{C}$ ，透過面積2.13 m^2 ，保持時間10～200 h）

• Hot leg 配管 $1.48 \times 10^{-8} \mu\text{Ci}/\text{S}$

（Na温度460 $^{\circ}\text{C}$ ， “ ” ” ” ）

を得た。

(2) トリチウム挙動評価コード“TTT”で使用している透過率（配管材料部）と実測したみかけの透過率（配管材料+保温材）を比較すると、実測値は 10^4 オーダー小さかった。

今後は測定を継続して実測値の妥当性を確認するとともに、新設した ^3H 捕集装置を用いて配管材料部と保温材部の透過率及び吸着量を求め、TTTコードで用いている。パラメータ定数の精度を向上し、「もんじゅ」の ^3H 濃度分布評価に反映していく。

（技-63-375，398）

6.7 SMIR-4 の中性子照射量解析結果

報告者 佐久間和彦, 枡井智彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

1. 概 要

高速実験炉「常陽」MK-II 炉心において照射された SMIR-4 (構造材料照射用反射体) の中性子照射量を評価するため, SMIR-4 に装荷されたドシメータの反応率よりスペクトルアンフォールディングを行い全中性子照射量, 1.0 MeV 以上, 0.1 MeV 以上の積算中性子照射量, 及び損傷量を解析した。

2. 条 件

(1) SMIR-4 の照射期間及び積算熱出力

MK-II 炉心 第1 サイクル

1983 年 8 月 10 日～1983 年 9 月 28 日

積算熱出力: 7162 MWd

(2) SMIR-4 の装荷されていた炉心アドレス: [7B7]

(3) ドシメータの種類

Fe, Ni, Cu, Co-Al, Ti, ^{*}NU, ^{*}EU

*: V キャプセルに封入

3. 方 法

SMIR-4 に装荷されたドシメータの実測反応率, END/B-V より作成した断面積ライブラリ-“DOT 3.5”による中性子スペクトル等を用いてスペクトルアンフォールディングコード“NEUPAC-JLOG”により中性子束 ($n/cm^2 \cdot sec$), 損傷量 (dpa/sec) の解析を行った。

4. 結 果

積分中性子束, 積算中性子照射量を Table 6.7.1, Table 6.7.2 に示し, それぞれの軸方向分布を Fig. 6.7.1, Fig. 6.7.2 に示す。

5. 評 価

全中性子照射量, 1.0 MeV 以上, 0.1 MeV 以上の各中性子照射量について“MAGI”と比較した結果を Table 6.7.3～Table 6.7.5 に示す。MAGI/NEUP が 0.62～1.20 であり, 妥当な結果であると思われる。

Table 6.7.1 Total Neutron Flux

	DS 41 Z = -452	DS 42 Z = +5	DS 43 Z = +358	単 位
TOTAL OVER 1.0 MEV OVER 0.1 MEV	4.739E+14 (9.82) 6.001E+12 (18.02) 1.386E+14 (14.93)	1.027E+15 (9.83) 2.803E+13 (17.74) 4.005E+14 (14.23)	4.875E+14 (9.89) 8.213E+12 (17.96) 1.704E+14 (14.69)	n/cm ² /sec/100 MWt
DPA	5.745E-08 (12.83)	1.610E-07 (11.79)	6.794E-08 (12.37)	dpa/sec/100 MWt

Table 6.7.2 Total Neutron Fluence

	DS 41 Z = -452	DS 42 Z = +5	DS 43 Z = +358	単 位
TOTAL OVER 1.0 MEV OVER 0.1 MEV	2.933E+21 (9.82) 3.714E+19 (18.02) 8.577E+20 (14.93)	6.355E+21 (9.83) 1.735E+20 (17.74) 2.478E+21 (14.23)	3.017E+21 (9.89) 5.082E+19 (17.96) 1.054E+21 (14.69)	n/cm ²
DPA	3.555E-01 (12.83)	9.963E-01 (11.79)	4.204E-01 (12.37)	dpa

(): Standard Deviation in Percent
Z : Distance from the Core Center [mm]

Table 6.7.3 Neutron Fluence

	DS 41			DS 42			DS 43		
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)
TOTAL	2.117E+21	2.933E+21	7.219E-01	4.231E+21	6.355E+21	6.657E-01	2.166E+21	3.017E+21	7.180E-01
OVER 1.0 MEV	4.463E+19	3.714E+19	1.202E+00	1.241E+20	1.735E+20	7.155E-01	5.384E+19	5.082E+19	1.059E+00
OVER 0.1 MEV	5.919E+20	8.577E+20	6.901E-01	1.554E+21	2.478E+21	6.270E-01	6.776E+20	1.054E+21	6.426E-01

Table 6.7.4 Distribution of Neutron Energy
(Ratio of Neutron Fluence to Total)

	DS 41		DS 42		DS 43	
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)
TOTAL	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00
OVER 1.0 MEV	2.108E-02	1.266E-02	2.933E-02	2.729E-02	2.486E-02	1.685E-02
OVER 0.1 MEV	2.796E-01	2.925E-01	3.673E-01	3.900E-01	3.128E-01	3.495E-01

Table 6.7.5 Axial Distribution of Neutron Fluence
(Standardized by the value at Core Center)

	DS 41		DS 42		DS 43	
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)
TOTAL	5.004E-01	4.614E-01	1.000E+00	1.000E+00	5.119E-01	4.747E-01
OVER 1.0 MEV	3.596E-01	2.141E-01	1.000E+00	1.000E+00	4.338E-01	2.930E-01
OVER 0.1 MEV	3.809E-01	3.461E-01	1.000E+00	1.000E+00	4.360E-01	4.255E-01

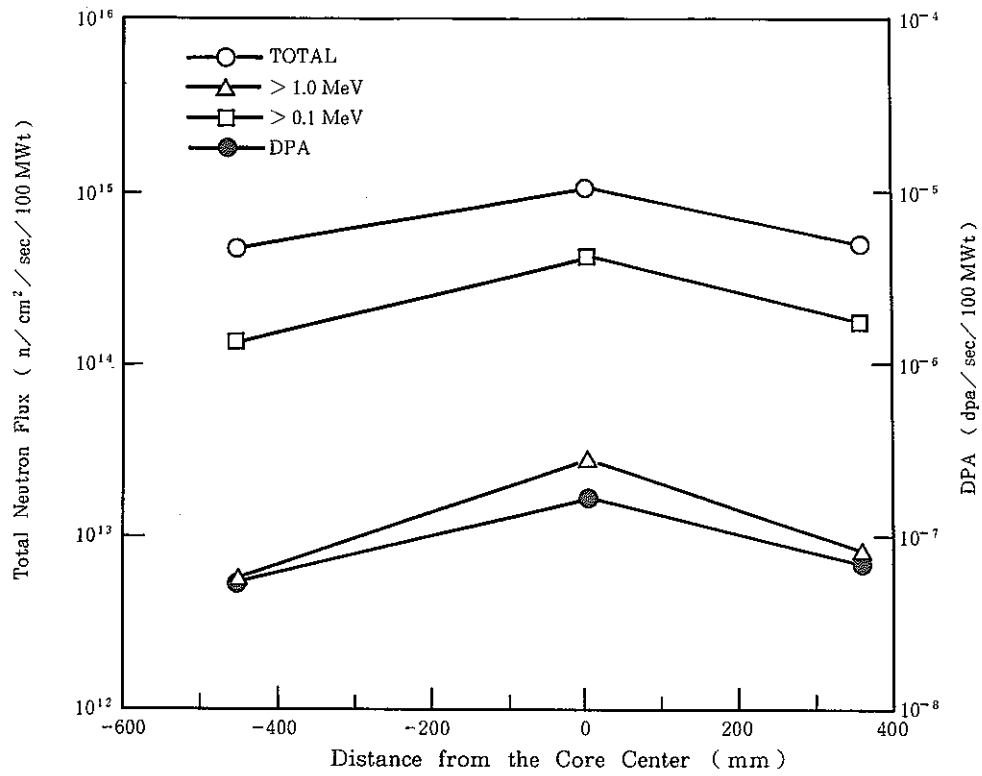


Fig. 6.7.1 Axial Distribution of Neutron Flux

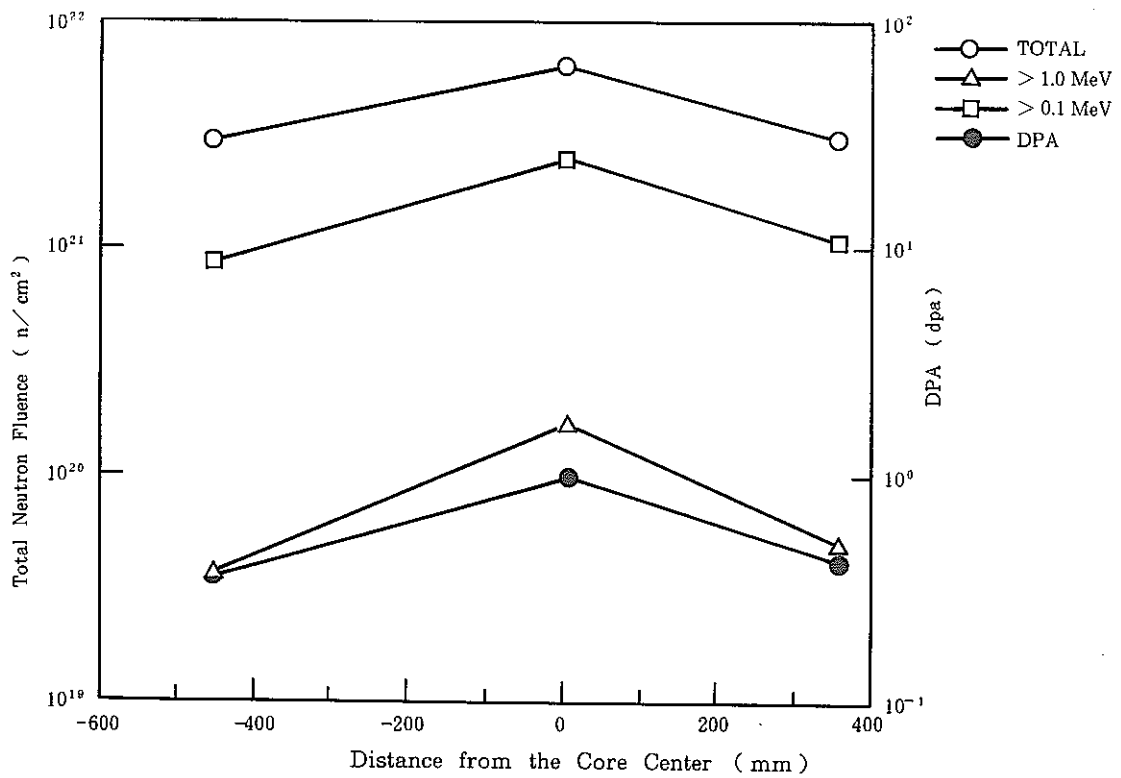


Fig. 6.7.2 Axial Distribution of Neutron Fluence

6.8 SMIR-2 の中性子照射量解析結果

報告者 佐久間和彦, 栢井智彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

1. 概 要

高速実験炉「常陽」MK-II 炉心において照射された SMIR-2 (構造材料照射用反射体) の中性子照射量を評価するため, SMIR-2 に装荷されたドシメータの反応率よりスペクトルアンフォールディングを行い全中性子照射量, 1.0 MeV 以上, 0.1 MeV 以上の積算中性子照射量, 及び損傷量を解析した。

2. 条 件

(1) SMIR-2 の照射期間及び積算熱出力

MK-II 炉心 第3サイクル

1984 年 4 月 19 日～1984 年 6 月 10 日

積算熱出力: 4437 MWd

(2) SMIR-2 の装荷されていた炉心アドレス: [5 D 3]

(3) ドシメータの種類

Fe, Ni, Cu, Co-Al, Ti, Ta-Al, NU^* , EU^*

*: V キャプセルに封入

3. 方 法

SMIR-2 に装荷されたドシメータの実測反応率, END/B-V より作成した断面積ライブラリー“DOT3.5”による中性子スペクトル等を用いてスペクトルアンフォールディングコード“NEUPAC-JLOG”により中性子束 ($\text{n/cm}^2 \cdot \text{sec}$), 損傷量 (dpa/sec) の解析を行った。

4. 結 果

積分中性子束, 積算中性子照射量を Table 6.8.1, Table 6.8.2 に示し, それぞれの軸方向分布を Fig. 6.8.1, Fig. 6.8.2 に示す。

5. 評 価

全中性子照射量, 1.0 MeV 以上, 0.1 MeV 以上の各中性子照射量について“MAGI”と比較した結果を Table 6.8.3～Table 6.8.5 に示す。MAGI/NEUP が 0.56～1.14 であり, 妥当な結果であると思われる。

Table 6.8.1 Total Neutron Flux

	DS021 Z=-612	DS022 Z=+52	DS023 Z=+457	单 位
TOTAL OVER 1.0 MEV OVER 0.1 MEV	4.675E+14(9.54) 8.527E+12(17.78) 1.486E+14(14.71)	2.130E+15(6.41) 3.370E+14(8.46) 1.383E+15(9.98)	4.740E+14(9.52) 1.593E+13(16.75) 1.948E+14(13.93)	n/cm ² /sec/100MWt
DPA	5.950E-08(12.29)	6.505E-07(6.72)	7.918E-08(11.15)	dpa/sec/100 MWt

Table 6.8.2 Total Neutron Fluence

	DS021 Z=-612	DS022 Z=+52	DS023 Z=+457	单 位
TOTAL OVER 1.0 MEV OVER 0.1 MEV	1.792E+21(9.54) 3.269E+19(17.78) 5.697E+20(14.71)	8.165E+21(6.41) 1.292E+21(8.46) 5.302E+21(9.98)	1.817E+21(9.52) 6.108E+19(16.75) 7.469E+20(13.93)	n/cm ²
DPA	2.281E-01(12.29)	2.494E+00(6.72)	3.036E-01(11.15)	dpa

(): Standard Deviation in Percent

Z : Distance from the Core Center [mm]

Table 6.8.3 Neutron Fluence

	DS021			DS022			DS023		
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI/NEUP)
TOTAL	1.893E+21	1.792E+21	1.056E+00	8.263E+21	8.165E+21	1.012E+00	2.074E+21	1.817E+21	1.141E+00
OVER 1.0 MEV	2.492E+19	3.269E+19	7.624E-01	7.331E+20	1.292E+21	5.675E-01	4.545E+19	6.108E+19	7.441E-01
OVER 0.1 MEV	5.008E+20	5.697E+20	8.791E-01	4.643E+21	5.302E+21	8.758E-01	7.552E+20	7.469E+20	1.011E+00

Table 6.8.4 Distribution of Neutron Energy
(Ratio of Fluence to Total)

	DS021		DS022		DS023	
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)
TOTAL	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00
OVER 1.0 MEV	1.316E-02	1.824E-02	8.872E-02	1.582E-01	2.191E-02	3.361E-02
OVER 0.1 MEV	2.646E-01	3.178E-01	5.619E-01	6.493E-01	3.641E-01	4.110E-01

Table 6.8.5 Axial Distribution of Neutron Fluence
(Standardized by the value at Core Center)

	DS021		DS022		DS023	
	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)	(MAGI)	(NEUPAC)
TOTAL	2.291E-01	2.195E-01	1.000E+00	1.000E+00	2.510E-01	2.226E-01
OVER 1.0 MEV	3.399E-02	2.530E-02	1.000E+00	1.000E+00	6.200E-02	4.728E-02
OVER 0.1 MEV	1.079E-01	1.075E-01	1.000E+00	1.000E+00	1.627E-01	1.409E-01

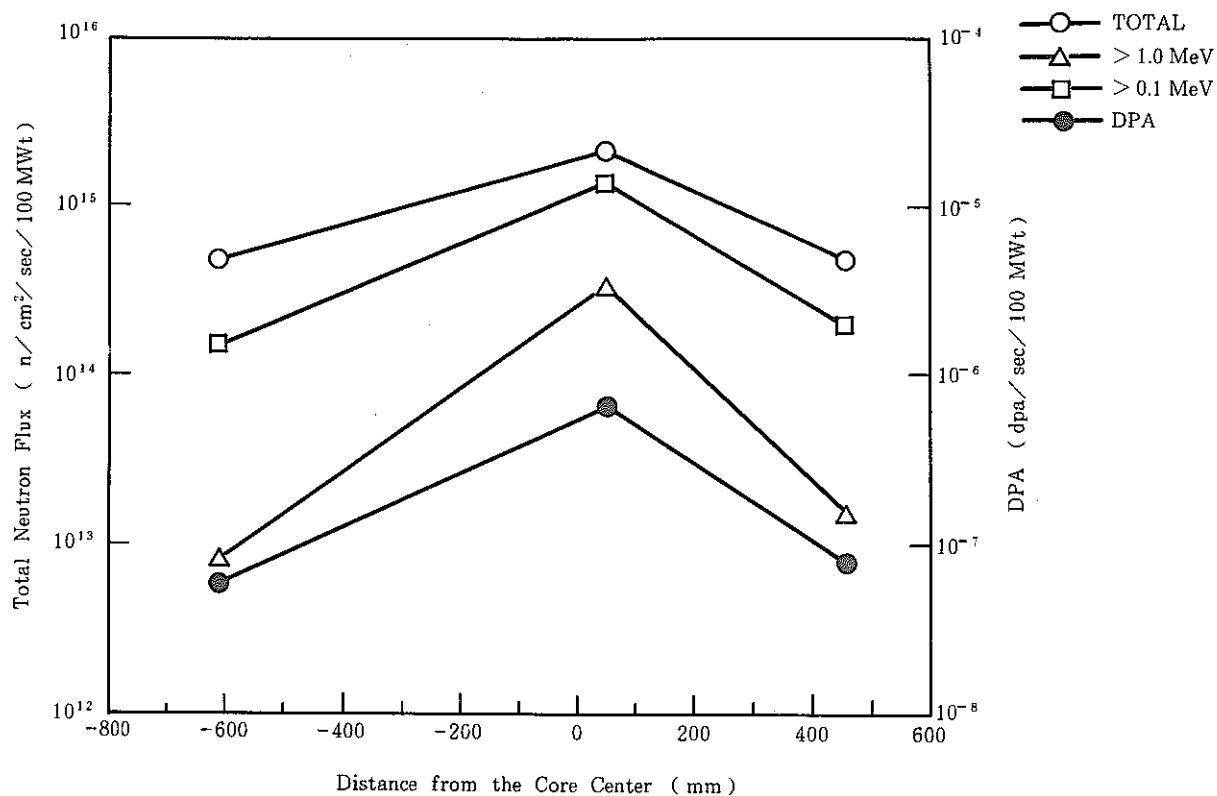


Fig. 6.8.1 Axial Distribution of Neutron Flux

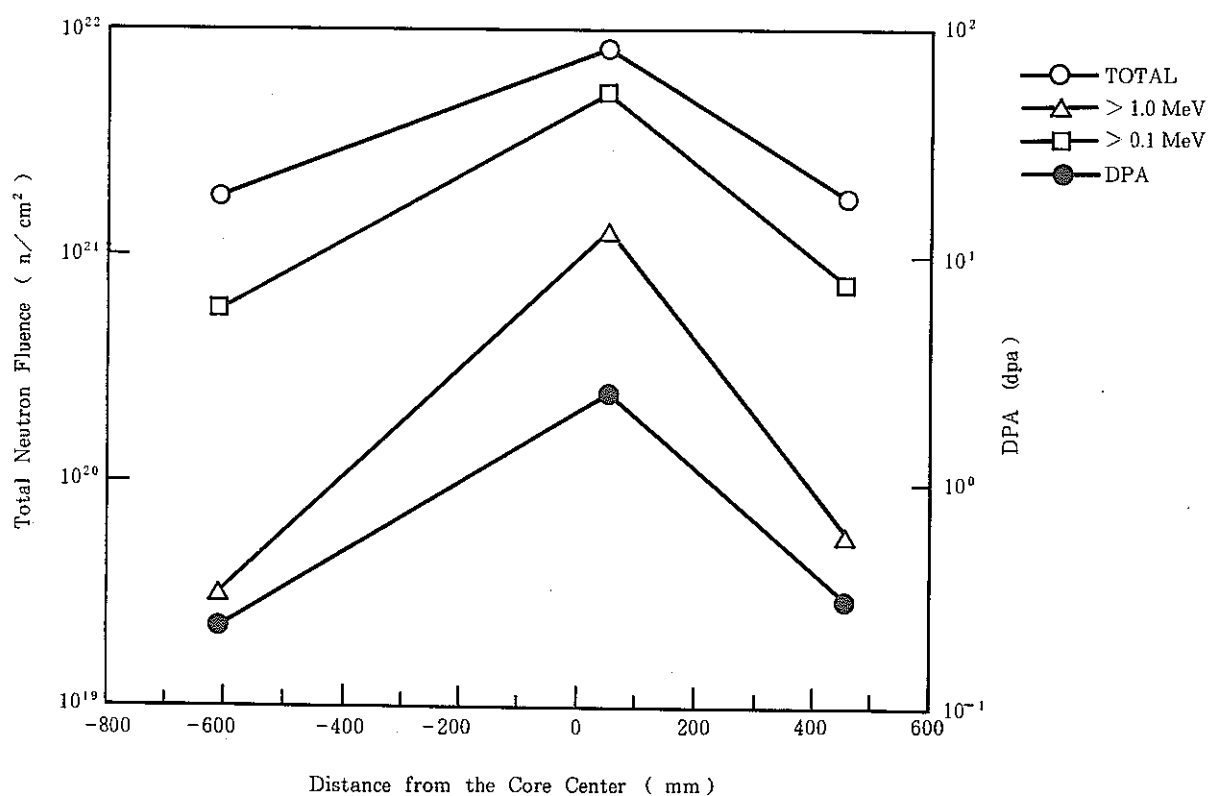


Fig. 6.8.2 Axial Distribution of Neutron Fluence

6.9 He集積型中性子ドシメトリーの概要およびSMIR-16におけるHe生成数の試算

報告者 高橋和雄, 枡井智彦, 佐久間和彦, 大戸敏弘(計測 Gr.)

材料フロンティアの一環として、長期間の中性子照射量の測定に適したHe集積型中性子ドシメータを開発中である。本報では測定原理、試作したドシメータ、He数測定装置の試作計画及びSMIR-16で照射する試作ドシメータ中に生成するHe数の試算結果を述べる。

(1) 測定原理

He集積法は (n, α) 反応物質をドシメータとし、照射中にドシメータ中に生成するHeを集積・捕捉しておき、照射終了後に取り出してHe数を測定し、生成断面積を用いて照射量を求めるものである。

(2) 試作ドシメータ

- ・ドシメータ材料：Al, B, Be
- ・構造：V(バナジウム)カプセル封入型
- ・試作数：各ドシメータ約2mgを充填したもの及び未封入カプセル各10本

(3) He測定装置

- ・方式：ドシメータを溶融してHeを放出させ、質量分析計で測定
- ・目標精度、検出下限：検出下限 10^{12} He atoms 以下、精度5%以内

(4) SMIR-16におけるHe生成量の概算

アドレス〔5F5〕、ドシメータの装荷位置〔軸方向+6.5cm〕の条件でORIGEN79コードにより生成するHe数を計算した結果、

Alドシメータ： 7.89×10^{13} (atoms), Bドシメータ： 8.67×10^{17} (atoms)

Beドシメータ： 7.89×10^{16} ("), Vカプセル： 3.10×10^{13} (")

であり、いずれもHe測定装置で測定可能な 10^{12} atoms以上であることがわかった。

今後は照射リグの製作工程および照射条件を確認し、実際に照射して有効性を実証する。

6.10 補助冷却系による崩壊熱測定試験結果

報告者 河津滋郎, 沢田 誠 (プラント Gr.)

1. 試験目的

原子炉停止後の崩壊熱を測定し、予熱N₂系による崩壊熱除去運転の可能性を検討するためのデータを提供するとともに崩壊熱計算コード“FPGS-3.5”の精度評価を行う。

2. 試験日時

昭和63年10月11日(火) (炉停止約35日後)

3. 試験条件

- (1) 1, 2次主冷却系はドレン状態
- (2) 1, 2次補助冷却系は強制循環(5ケースの流量設定)

4. 試験結果

試験結果の考察は、熱出力測定システムの値を用いて行う。算出出力は、測定点位置の関係から、IHXでの除熱量を表わしているため純粋な崩壊熱量でなく配管及び炉容器外表面からの放熱量、2次系との熱交換量、予熱N₂系運転による入熱量、etc.多くの外乱要素が含まれた値である。これらの外乱要素は流量に依存するものと、依存しないものに大別できる。各ケース(流量をパラメータ)における出力は、右表の通り、大きく異なっていたが、流量を横軸にプロットした結果、きれいに2次曲線上に乗っており、このFITTINGにより外挿して求めた。流量0%に限りなく近い点での出力、約45KWの意味するのが、流量に依存しない外乱要素のみを含めた出力であると推測出来る。この値は、主として予熱N₂系からの入熱量及び系統各部よりの放熱量を崩壊熱量から加減した値が支配的であるが、崩壊熱計算コード“FPGS-3.5”の計算値80KWと比較すると、 $\frac{1}{2}$ 強であり、“FPGS-3.5”の精度評価を行うには外乱が大きすぎた。

ケース	出力(KW)
1 (65m ³ /hr)	-48.396
2 (39m ³ /hr)	-3.707
3 (26m ³ /hr)	13.376
4 (13m ³ /hr)	30.220
5 (10m ³ /hr)	33.653
外挿により求めた出力	約45.0

5. ま と め

前述 45KW をベースとし予熱 N_2 系からの入熱については、予熱 N_2 系停止により排除できる。従って残る大きな外乱要素である系統各部からの放熱量の評価を正確に行わなければ、真の崩壊熱量は求まらないが現状では定量的評価は出来ない。

今後、これらの評価方法の検討を行い、次回定検時に正確な測定が行える様、試験方法の再検討を行っていく予定である。

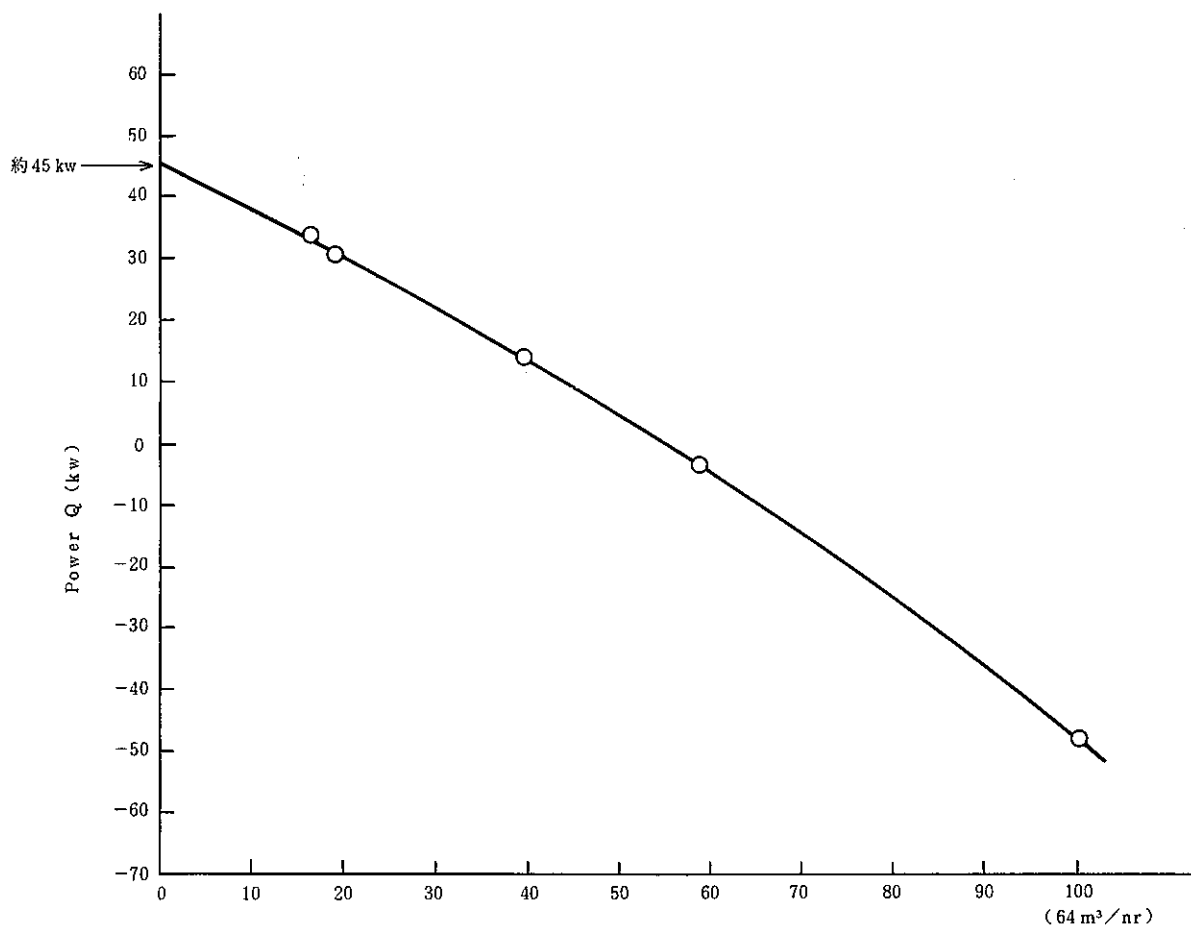


Fig.6.10.1 Calculation Power of Every Case

6.11 NEUTRON FLUENCE EVALUATION OF AMIR-4 DOSIMETER SETS

報告者 Sigit Asmare Santa, 佐久間和彦, 大戸敏弘 (計測 Gr.)

1. Outline

Irradiation of AMR-4 subassembly has been conducted in JOYO MK-II core to investigate the irradiation performance of neutron absorber materials. Reaction rate of three dosimeter sets which had been loaded in this subassembly were evaluated. Utilizing these measured reaction rates, the neutron spectra at dosimeter irradiation positions were unfolded with J1 type unfolding code. The total neutron flux and fluence, fluence above 0.1 MeV, fluence above 1.0 MeV and displacements per atom were calculated from the unfolded spectrum.

2. Irradiation Condition

-Irradiation Time	MK-II, 8 ~ 12''' duty cycle December 1, 1985 ~ December 6, 1986
-Accumulative Power	P = 22,322 MWd
-Rated Power	100 MWt
-Effective Irradiation Time	1.93×10^7 seconds.
-Irradiation Core Address	6C6
-Dosimeter Materials	Fe, Ni, Cu, Co - Al, Ti, and Ta - Al

3. Result of Evaluation

Position of Dosimeter Set from Core Center Midplane (mm)	Fluence (n/cm ²)			Displacements per Atom (dpa)
	Total	> 1.0 MeV	> 0.1 MeV	
971	7.15E+20(10.6)*	3.38E+18(18.6)	1.55E+20(16.1)	6.76E-02(14.4)
- 44	1.66E+22(10.5)	1.42E+21(16.3)	8.73E+21(13.4)	3.85E+00(10.7)
-825	1.77E+21(10.0)	1.15E+19(18.0)	3.51E+20(15.7)	1.52E+01(13.8)

Note : () * Read as % error (1 σ)

Ratios of MAGI to NEUPAC calculational results were within the range between 0.76 and 1.37 at the level of -44 mm from the core midplane.

(技-63-427)

6.12 FPGS-3.5による崩壊熱計算手法の検討

報告者 長崎英明, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 概 要

現在, 技術課では崩壊熱の評価の向上を目的とした崩壊熱測定装置による測定試験結果の解析・評価を実施中であり, 崩壊熱計算コードとして“FPGS-3.5”を使用している。今回, 測定結果との違いを評価するために, 現在計算に用いている手法の違いによる影響を調べた。

2. 検討項目

崩壊熱測定を行った燃料集合体の中で代表的な集合体 PFD156 (集合体平均燃焼度 41000 MWd/t, 炉内装荷位置 4D1, 計算値と測定値の比 0.8 ~ 0.9, 冷却日数 134 ~ 350 日) を対象として以下の項目についてしらべた。

- (a) 燃料ラックでの照射量の違いによる影響
- (b) 炉内での照射量の違いによる影響
- (c) 照射履歴の規格化による影響
- (d) 中性子スペクトルの違いによる影響

3. 従来の計算手法

燃料集合体は炉心燃料領域 (55 cm 長) を計算対象とし, “FPGS-3.5” の入力 DATA に用いる中性子束, 中性子出力, 初期原子数は, 運転監視コード “MAGI” の記録計算の値を用いている。

(a) 照射履歴

崩壊熱計算に用いた中性子束, 中性子出力は, “MAGI” の計算対象長における対象ノードの平均値を用い照射期間は, EFPD を各サイクルの EOC に合わせ 100 MW に規格化する。

(b) 縮約スペクトル

拡散コード “CITATION-RZ” 計算 (MK-II 標準炉心体系) により求めた計算対象集合体装荷列の 25 群スペクトルの値を用いる。

(c) 核分裂放出エネルギー

“MAGI” 計算結果との整合性をとるため Power (核分裂による Neutron Power) に対し 185.0 MeV/fission を使用する。

4. 結 果

- (a) 燃料ラックでの照射量の違いによる影響は、燃料ラックでの照射量 (Flux, Neutron Power) を 2.0 ~ 4.0 倍の範囲で計算をおこなった結果、測定結果と同じ傾向は見られなかった。
- (b) 炉内照射量のパラメータサーベイ計算結果を Fig. 6.12.1 に示す。炉内での照射量の違いによる影響は、照射量 1.2 倍で冷却日数 200 日までは測定値とよく一致しているが 300 日以降の傾向にずれが見られる。
- (c) 照射期間の規格化による影響は、BOC 及び EOC の照射履歴を詳細に入力した場合、従来の計算結果との誤差は 0.2 % 以下であった。また、特殊試験 (12' CYCLE) の影響は 0.3 % 以下であった。
- (d) 中性子スペクトルの違いによる影響は、0 列のスペクトルを用いた場合 1.3 % ~ 2.0 % 低めであり、冷却日数が増すごとに従来計算値との差が大きくなっている。

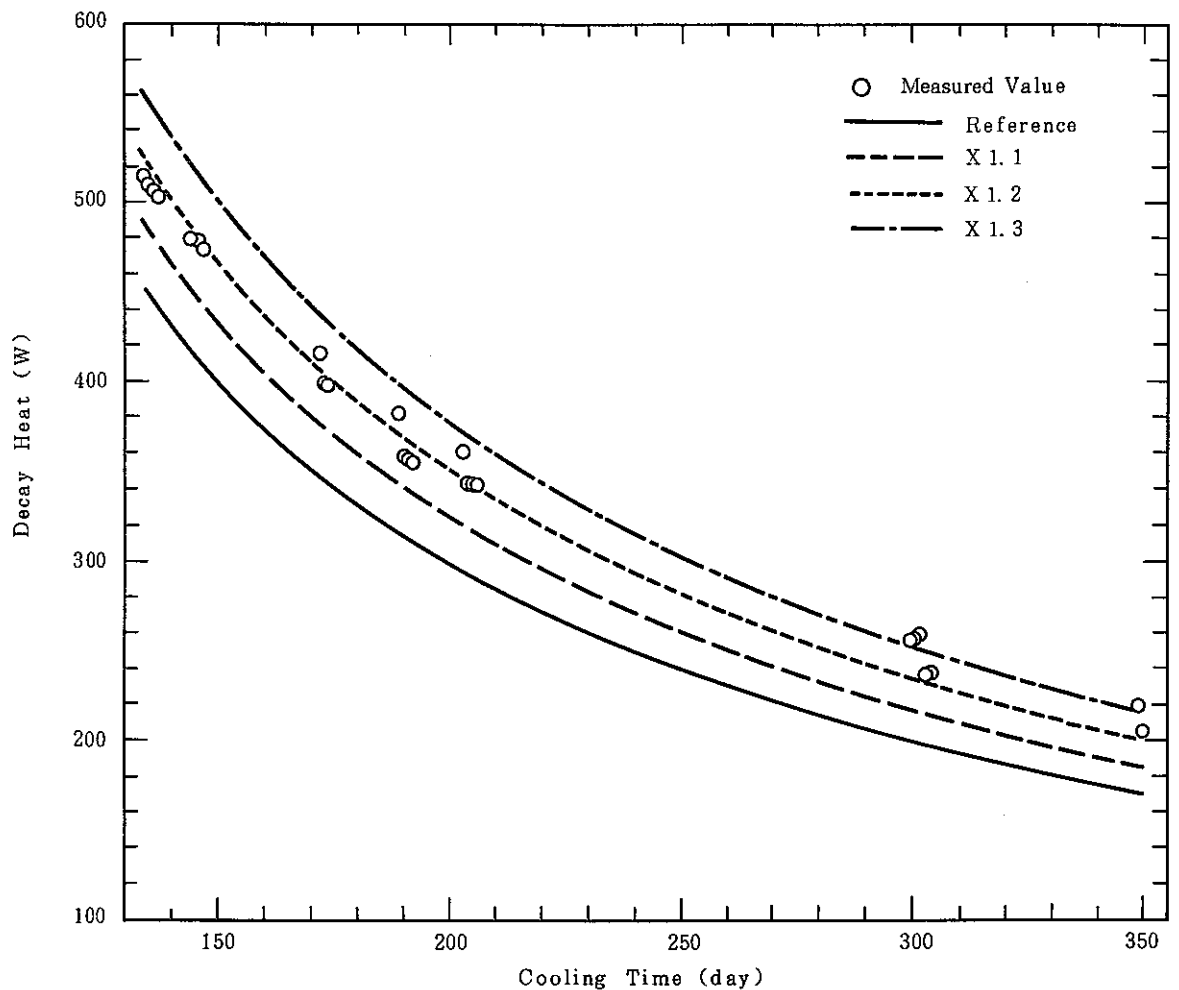


Fig.6.12.1 Comparison between Calculated Value and Measured Value on Decay Heat

6.13 MEASUREMENT AND EVALUATION OF BURN-UP DISTRIBUTION ON THE JOYO SPENT FUELS

報告者 Sigit Asmara Santa, 大戸敏弘, (計測 Gr.)

1. OUTLINE

Experimental and theoretical investigation were carried out on fuel irradiated in "JOYO" FBR, in order to study the correlations between radioactive fission products, which were determined by means gamma spectroscopy, and calculated burn-up by MAGI code.

The gamma-ray distribution of spent fuel assemblies were measured by means of gamma spectrometry system, to obtain and identify radioactive fission products, and to survey the radial and axial burn-up distribution. The special aim of these experiments was to investigate the relation of fission products activity and calculated burn-up by MAGI code, used to develop MAGI code and make easy and practical manner relative burn-up determination.

2. RESULT OF EVALUATION

The experiments performed on spent fuel-assembly of JOYO have been shown that γ -spectrometry of the $^{106}\text{Ru} - ^{106}\text{Rh}$, ^{134}Cs , ^{137}Cs and $^{144}\text{Ce} - ^{144}\text{Pr}$ can be used as burn-up monitor as a routine basis analysis. Other fission products such as $^{95}\text{Zr} - ^{95}\text{Nb}$ and ^{140}La also were detected in spent fuel-assemblies but have no potential interest for the development of correlation since their half-lives are too short. The correlations between measured activity and calculated burn-up by MAGI were made on spent fuel-assemblies with different irradiation history and irradiation address have been shown that $^{144}\text{Ce} - ^{144}\text{Pr}$ and $^{106}\text{Ru} - ^{106}\text{Rh}$ have best chance to be utilized for the determination of relative burn-up value in spent fuel. The ^{137}Cs and ^{134}Cs also can be used but with low sensitivity correlation ones. (as shown in Fig. 6.13.1)

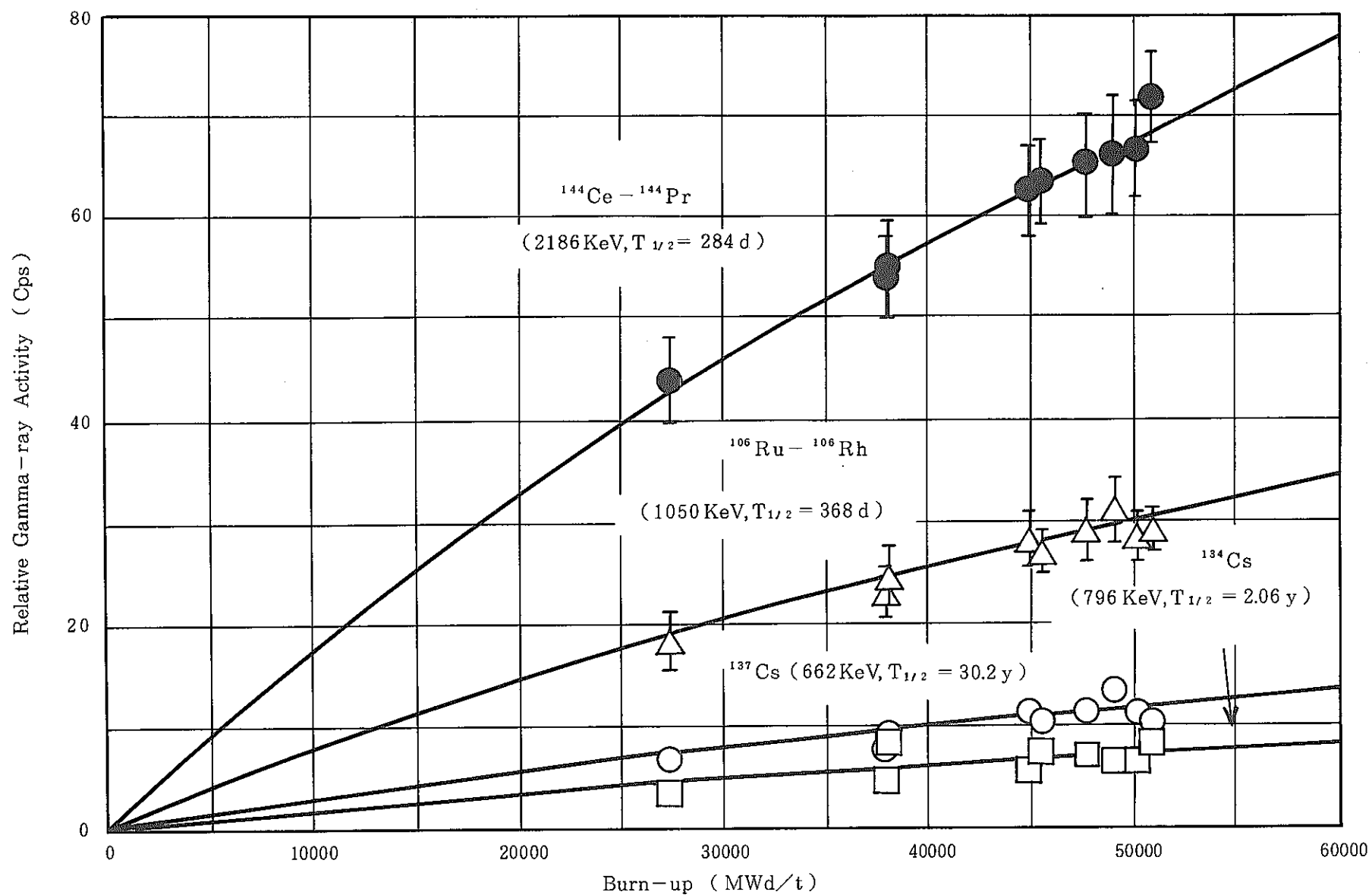


Fig.6.13.1 Relationship between Measured Activities and Burn-up Calculated by MAGI

7. 燃料性能実証試験のため設置変更準備

本章は、燃料性能実証試験のための設置変更に係る報告をまとめたものである。

7.1 高燃焼度試験時の放射能濃度

報告者 池田一三（原子炉利用 Gr.）

1. 目 的

高燃焼度試験の開孔時にカバーガス中の放射能濃度が保安規定で定められた運転管理上の制限を超えることを確認する。

2. CG法による計数率

高燃焼度試験用要素の1本の開孔時におけるCG法による計数率は次式により求まる。

$$\begin{aligned} \text{CG法の感度} &\times \frac{\text{試験用要素の}^{88}\text{Krの放射能}}{\text{炉内カバーガス容積}} \\ &= 3 \times 10^5 \text{ (CPS/}\mu\text{Ci, }^{88}\text{Kr/cc)} \times \frac{3 \times 10^8 * (\mu\text{Ci})}{6.5 \times 10^6 \text{ (cm}^3\text{)}} = 1.4 \times 10^7 \text{ (cps)} \end{aligned}$$

* 暫定値

なお、現在のCG法のバックグラウンド(B.G)は 6×10^2 であり、約 2.3×10^4 倍となる。

3. 保安規定における運転管理上の制限

原子炉出力に対応した放射能バックグラウンドの値に対して、プレシピデータ法燃料破損検出設置(CG法)による場合10倍以下

(保安規定 P133より, 第126条)

4. 結 論

高燃焼度試験及び破損後継続照射試験の実施時には保安規定第126条に定める値を超える為変更を要する。

7.2 被ばく評価における高燃焼度試験用要素の扱い

報告者 池田一三（原子炉利用 Gr.）

1. 目 的

高燃焼度試験に係る設置変更において添付書類十における掲題の件につき考え方を検討する。

2. 過渡事象及び過渡変化を伴う事故

過渡事象においては、CDF 値が 1 を超えており、本来通常運転時においてすら、開孔の生じうる高燃焼度試験用要素の健全性は期待できない。このため、開孔を生じうるから、FP ガスの環境への放出があり、被曝が生じる。

しかしながら、計画的に想定した範囲であれば、平常運転時の被曝評価で考慮すればよく、添付書類十の中での言及を要しない。

3. FP ガスバウンダリの破損事故

高燃焼度試験用要素が炉内に装荷され、事故時に開孔が生じうるが現行の 2 %燃料破損に含まれるものとする。

根拠としては、2 %の燃料破損は、炉心燃料要素（最大出力）にして約 110 本程度に相当し、同時に発生することはなく、高燃焼度試験用要素の装荷時には、それを考慮して、運転時に燃料破損のまま許容する本数を高燃焼度試験用要素相当分だけ減らすことができるとする。

4. 平常運転時の被曝評価

3. と同じ考え方により、放出放射能が管理しうるものであることより、年間放出放射能の変更を要しない。

7.3 2%破損時の FFD・CG法計数率の評価

報告者 池田一三（原子炉利用 Gr.）

1. 目 的

高燃焼度試験に関連し、2%破損以下で原子炉の運転を行う場合に燃料破損検出設備の計数率の制限値について検討する。

2. 計算条件

- (1) 放出されるガスの放射性物質の濃度は、プレナム部のものと同一とする。
- (2) 被覆管から1次系への移行は、準定常的（連続的）に1次系との圧力差により生ずる。但し、ピンとしては最大出力のものを想定する。
- (3) 炉容器カバーガスの漏れは、考慮する場合と考慮しない場合について検討する。漏れは、ポンプ軸のアルゴンガスの給気により生ずるとする。
- (4) ^{88}Kr のベレットからの放出率は100%、20%（最大出力ピン相当）について評価する。

3. 計算結果

上記の計算条件のもとで以下の計算結果が得られた。

ケース	計 算 条 件		CG法の計数率 (CPS)
	炉容器カバーガス漏れ	ベレットの Kr^{88} の放出率	
ケース1	無	100%	5.4×10^7
ケース2	有	100%	5.0×10^7
ケース3	無	20%*	1.1×10^7

最も現実的と考えられるケース3の場合、バックグラウンド（ $6 \times 10^2 \text{ cps}$ ）にくらべ十分に大きく、かつ、試験用要素1本の破損時の値（ $2.8 \times 10^6 \text{ cps}$ ）が検知可能であると判断される。

7.4 “MIMIR-N2”コードによる PTM試験用要素の安全解析

報告者 近藤康英, 後藤和秋, 沢田 誠(プラント Gr.)

1. 概 要

試料の相変化考慮機能を追加した“MIMIR-N2”コードを用いて, 高線出力試験(PTM試験)用要素の安全解析を次の2事象について行なった。

- (1) 出力運転中の制御棒の異常な引抜き事故
- (2) 未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き事故

2. 解析条件

- (1) プラント主要条件

Table 7.4.1 に示す。

- (2) PTM試験用要素の定格条件

Table 7.4.2 に示す。

3. 解析結果

- (1) 出力運転中の制御棒の異常な引抜き事故

試料の燃料最高温度の上昇及び最大溶融割合の上昇は, パラメータケース中最大でそれぞれ 15℃, 11%であった。Fig. 7.4.1 に結果を示す。

- (2) 未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き事故

試料の燃料最高温度は, パラメータケース中最大で 1236℃までの上昇であり, よって溶融までには致らなかった。Fig. 7.4.2 に結果を示す。

Table 2.4.1 Event Condition

Event Term		Uncontrolled Control Rod Withdrawal Accident	
		at Normol Operation	at Reactor Start Up
Scram	Condition	Neutron Flux $> 107\%$	
	Time	2.08 sec	25.61 sec
Reactivity Insertion Rate		$3.6 \phi / \text{sec}$	
Reactivity Coefficient	Doppler Effect ($\Delta K/K$)	maximum -0.37×10^{-3}	
	Coolant Density ($\Delta K/K/^\circ\text{C}$)	maximum -5.7×10^{-6}	
	Wrapper Tube Expansion (")	maximum -0.39×10^{-6}	
	Pellet Expansion (")	————	
	Clad Expansion (")	maximum -0.63×10^{-6}	
	Core Support Structure Expansion (")	————	
Primary Pump	A Loop	100 % Flow	
	B Loop		
Secondary Pump	A Loop	100 % Flow	
	B Loop		
DHX Blower	A Loop	Controlled	
	B Loop		
Others		Nuclear Paramater : J2 Fuel	

Table 7.4.2 Condition of Each Paramater Case

	Paramater Case Name	Pellet Density (%TD)	O / M Ratio (-)	Gap Conductance (W / cm ² · °C)	10 % melt Linear Power (W / cm)	Channel Flow (kg / sec)	Clad maximum Temperature (°C)	Fuel maximum Temperature (°C)
3	Case 14	92	1.97	0.570116	545.056	1.8483	650	2854.12
4	" 1	87	1.94	1.05489	553.184	1.8791		2862.98
5	" 3	95			599.021	2.0544		2868.93
6	" 7	87	1.99		592.883	2.0307		2868.18
7	" 9	95			625.939	2.1588		2872.04
8	" 19	87	1.94		468.419	1.5632		2839.54
9	" 21	95		496.740	1.6676	2841.78		
10	" 25	87	1.99	493.035	1.6539	2841.66		
11	" 27	95		513.010	1.7280	2842.79		
1	Center Fnel	100.748	1.934	0.5677		7.7618		

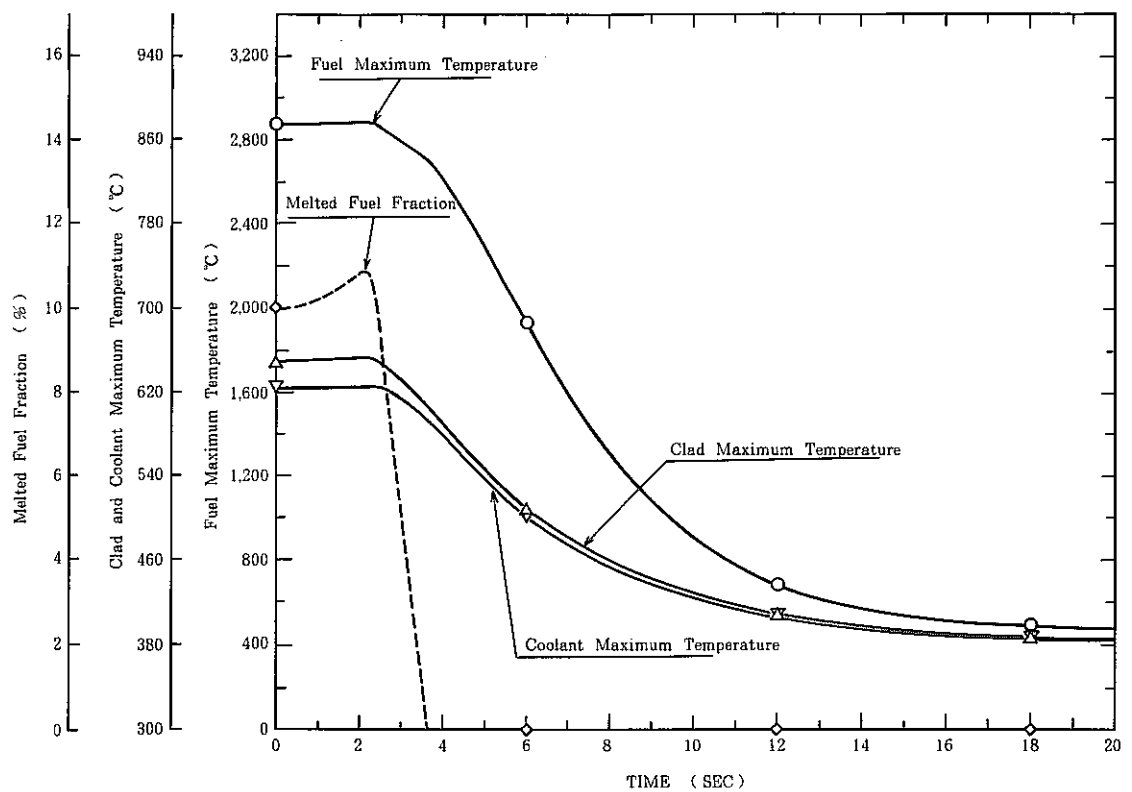


Fig.7.4.1 Uncontrolled Control Rod Withdrawal Accident at Normal Operation

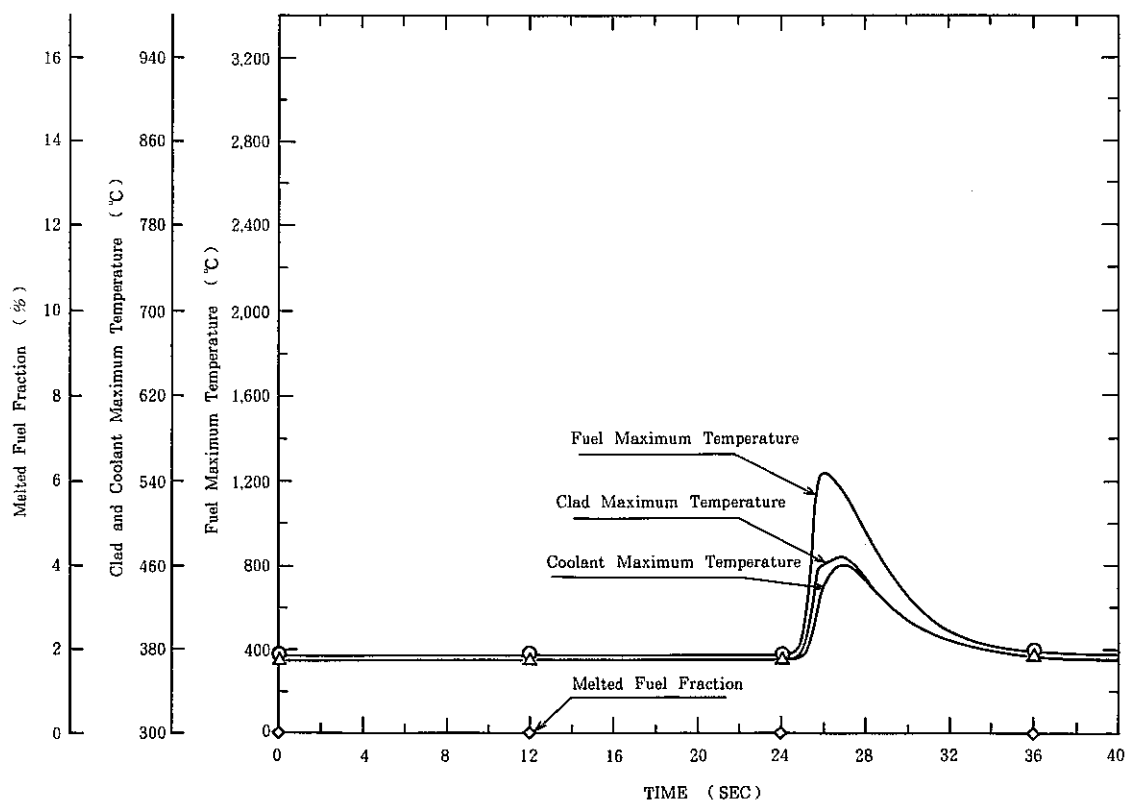


Fig.7.4.2 Uncontrolled Control Rod Withdrawal Accident at Reactor Start Up

8. 使用済燃料貯蔵設備増設のための設置変更作業

本章は、使用済燃料貯蔵設備増設のための設備変更に係る報告をまとめたものである。

8.1 第3プール増設のための原子炉安全専門審査会部会用資料

報告者 青山卓史, 池田一三(原子炉利用 Gr.)

1. 概 要

第二使用済燃料貯蔵施設(第3プール)増設に係る高速実験炉設置変更に関して, 原子炉安全専門審査会部会用資料を作成した。

(1) METHUSELAH - II コードの検証について

使用済燃料貯蔵設備の臨界安全性評価に使用された METHUSELAH - II コードによる実効増倍率の検証例は、次のとおりとなっている。

EXAMPLE	C/E
① Criticality Analysis with FTR Fuel Pins in Water (USA)	1.014
② Lattice Performance Analysis on Cluster-Type Fuel (DCA)	1.004 ~ 1.016
③ Core Performance Analysis for ATR "FUGEN" Performance Test Initial ~ 3 Cycle	1.000 ~ 1.009 0.990 ~ 1.003

上記より、METHUSELAH - II の実効増倍率の C/E 値は、0.990 ~ 1.016 に分布しており、2 % 以内の誤差で測定値と計算値は一致している。

参考文献

- (1) 富士電機(株) PNC SJ203 81-04 (1981)
「燃料貯蔵設備の臨界安全に関する解析評価」
- (2) HACHIYA, Y., et al. "Lattice Parameter Measurements on Cluster-Type Fuel for Advanced Thermal Reactor": J. Nucl. Sci. Technol., 13 {11}, 618 (1976)
- (3) 動燃事業団「『ふげん』の開発実績と『実証炉』の設計」(1979)
- (4) KATO, H., et al. "Core-Management Analysis of the Fugen Heavy-Water-Moderated Plutonium-Uranium Mixed Oxide Reactor", Nucl. Sci. Eng., 87, 361 (1984)

(2) 新燃料と使用済燃料との臨界性の比較

高速実験炉「常陽」の炉心燃料集合体の内部転換比^{*}は約0.3であり、核分裂性物質 (fissile material) の消滅量に対し、親物質 (fertile material) から核分裂性物質への転換量はその $\frac{1}{3}$ 程度となっている。このため、燃焼により核分裂性物質が増大しないことが確認されている。

$$* \text{内部転換比} = \frac{\text{炉心領域における親物質による捕獲量}}{\text{炉心領域における核分裂性物質による吸収量}}$$

一例として、「常陽」照射用炉心 J 2 燃料の新燃料と使用済燃料 (要素最高燃焼度 75,000 MWd/t) との核分裂性物質量の比較を Table 8.1.1 に示す。

なお、増殖炉心の炉心燃料部の新燃料組成と使用済燃料組成の関係についても、上記 J 2 燃料のそれと変わらないことが確認されている。

よって、臨界計算に用いた新燃料組成での評価は、十分安全側の結果となっている。

Table 8.1.1 Fissile Material Weight of "JOYO" J 2 Fuel

[kg/Sub Assembly]		
Fissile Nuclide	New Fuel	Spent Fuel
²³⁹ Pu	2.0	1.7
²⁴¹ Pu	0.2	0.2
²³⁵ U	1.4	1.1
Total	3.6	3.0

(3) 増殖炉心燃料と照射用炉心燃料との臨界性の比較

使用済燃料貯蔵施設における臨界性について、増殖炉心燃料と照射用炉心燃料とを比較する。臨界性の評価は METHUSELAH-II コードを用い、5 群の格子計算により行なっている。計算においては、増殖炉心及び照射用炉心燃料とも新燃料組成を用い、照射用炉心燃料については、J 1 燃料及び J 2 燃料を考慮している。各燃料の配列ピッチ毎の実効増倍率を Fig. 8.1.1 に示す。

これより、増殖炉心燃料の実効増倍率は、照射用炉心燃料の J 1 燃料及び J 2 燃料の実効増倍率にくらべ、缶内水封及び缶内ボイドのいずれの状態においても下回ることはなく、増殖炉心燃料は、使用済燃料貯蔵施設の臨界防止の設計対象として適当である。

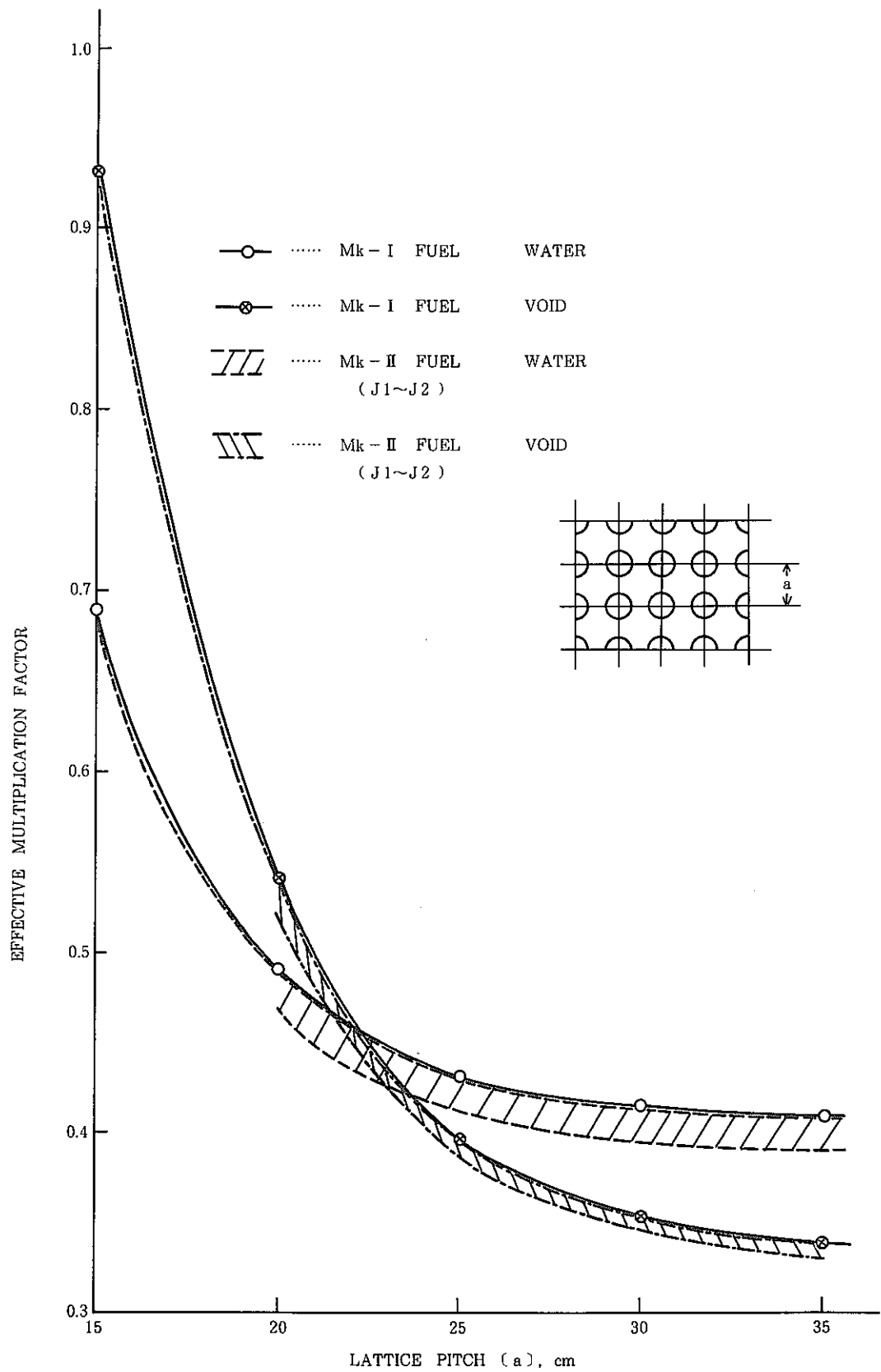


Fig.8.1.1 k_{eff} Calculated for "JOYO" Mk-I and Mk-II Fuel Arranged Square in the Storage Pool

(4) 高速実験炉第二使用済燃料貯蔵施設想定事故時の被ばく評価

1. 概 要

本資料は、高速実験炉第二使用済燃料貯蔵施設に係る想定事故（燃料落下事故）時の被ばく線量の算出方法を説明するものである。

2. 計算方法

(1) 放出核種，放出放射エネルギー

放出放射性物質量は、照射用炉心の使用済炉心燃料集合体（要素最高燃焼度 75,000 MWd/t）1 体当たりのガス状の核分裂生成物（FP）インベントリの炉心より取出された後 425 日冷却時の値とする。

(2) 相対濃度，相対線量

被ばく評価に用いる相対濃度，相対線量の算出は「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づき，動燃事業団の東海事業所で作成された計算コード（PANDA）を用いて行う。主な計算条件を以下に示す。

- ① 放出（継続）時間：1 時間
- ② 放出高さ ：0 m（地上放出）
- ③ 建家断面積 ：442 m²（26 m × 17 m）
- ④ 気象データ ：1971 年（現申請書添付書類 6 記載）
- ⑤ 評価地点 ：海側を含む 16 方位の周辺監視区域
 外側における最大地点

3. 被ばく線量評価結果

現行設置許可申請書・添付書類 10 の想定事故時の被ばく線量計算方法に従って行った。結果を以下に示す。

- ① γ 線による全身被ばく線量 2.8×10^{-5} rem
- ② 小児甲状腺被ばく線量 4.6×10^{-14} rem
- （¹²⁹I による小児甲状腺被ばく線量） （ 2.5×10^{-5} rem）

(5) よう素の水中への放出割合について

高速実験炉「常陽」の燃料落下事故時のペレットからギャップへのよう素の放出割合は、50%が用いられている。これは、「もんじゅ」の燃料取扱事故でのよう素131の放出割合と同一となっている。

この値は、参考文献(1)に記載された以下のよう素のギャップ放出割合の結果から評価されたものである。

	Fuel Center Temperature [°C]	Release Factor of ¹³¹ I [%]
PFR Pellet *	1460	16.4
PFR Vibro **	1800	25.1
DFR 238 *	2100	37.8
"JOYO" J 2 Fuel *	2200 ***	50 (Evaluated Value)

* Sinter Pellet

** Vibro - compacted fuel

*** Low Burn - up Fuel

参考文献

- (1) A.W.Thorley, et al., "Fission and Corrosion Product Behaviour in Primary Circuit of LMFBR's." a Status Review of Working Being Undertaken in the UK, Int. Conf. on Fission and Corrosion Product Behaviour in Primary Circuits of LMFBR's, Dimitrograd, USSR, September (1975), p117

(6) 燃料取扱事故時の水冷却池水によるよう素の除染係数について

燃料取扱事故時に落下破損した燃料から水中に放出されるよう素について、「安全評価審査指針」においては、「水中での除染係数は 500 とする。」としている。

以下に、上記除染係数について、その根拠と本施設への適用性について述べる。

燃料取扱事故時に、破損した燃料要素から放出される無機よう素については、これを実証するための実験が行われている。これらの実験結果に基づき、破損燃料要素のギャップ内ガスの圧力と、使用済燃料プールの深さをパラメータとして、無機よう素の除染係数が得られる。Fig. 8.1.2 にこれらの関係を示す。⁽¹⁾

高速実験炉「常陽」の燃料要素内圧は $21.7 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$ (309 psi · g) であり、プール水設計温度 52°C 、プール水深は約 7 ～ 10 m、プール水の PH は 6 ～ 8 程度となっている。

一般に、よう素は酸性では水に溶けにくく、アルカリ性になれば溶けやすくなる性質があるので、PH 値の大きな本施設の場合は、より大きな除染係数がとれるものと考えられる。

したがって、本実験結果により、本施設に除染係数 500 を適用することは、十分保守的であると考えられる。

参考文献

- (1) WCAP-7828 "RADIOLOGICAL CONSEQUENCES OF A FUEL HANDLING ACCIDENT" December 1971

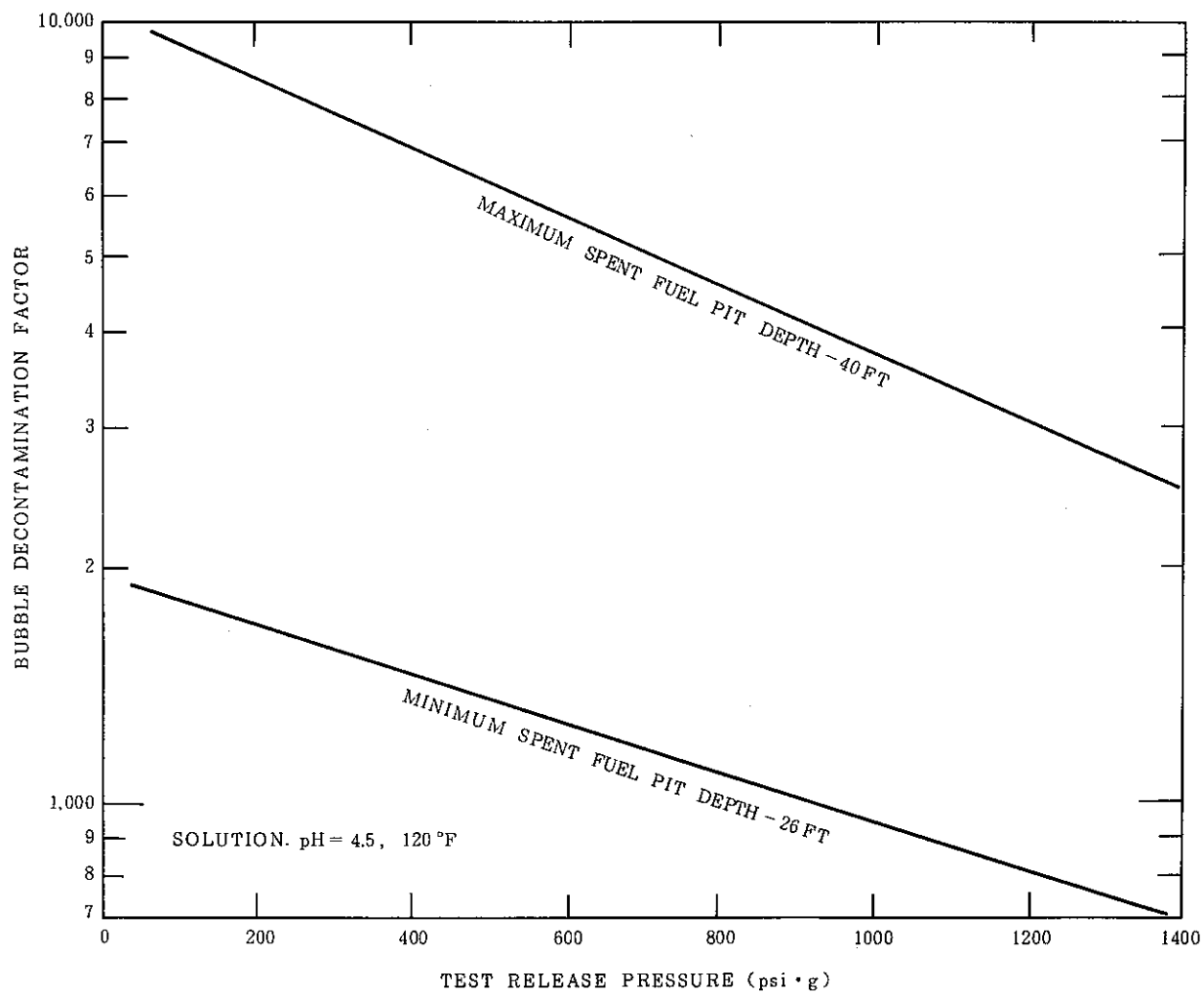


Fig.8.1.2 DECONTAMINATION OF IODINE IN FUEL HANDLING ACCIDENT

9. 分析技術に関する研究開発

本章は、高速実験炉の分析技術に関する研究及び開発により得られた成果をまとめたものである。

9.1 ヨウ化ナトリウム (NaI) の金属ナトリウム (Na) に対する溶解度測定試験

(飽和溶液調製に必要な加熱時間の検討)

報告者 荒川徹, 鈴木実 (分析 Gr)

1. 概 要

Na に対する NaI の飽和溶解度曲線の作成試験をするため, 各 Na 温度条件下における必要な加熱時間 (飽和に達する時間) を求める検討を実施した。

2. 試験方法

試験体 (Fig. 9.1.1) に金属 Na と NaI の結晶を入れ, 加熱温度 500°C, 650°C, 800°C の 3 条件のそれぞれにおいて時間を変化させて加熱を行い, 試験後の Na 中 NaI 量を定量して, 飽和時間を調べる。

3. 結 果

飽和溶液調製に必要な加熱時間の検討試験の結果は, Table 9.1.1 に示すように, Na 温度 500°C では 14 日間以上で, 同様に 650°C では 14 日間以上で, また 800°C では 7 日間以上の加熱時間で NaI の濃度が一定となった。しかし 650°C では 2 日間および 7 日間のデータから考え 14 日以下で一定となると思われる。

以上の結果から Na 温度と飽和に必要な加熱時間の関係は, Fig. 9.1.2 のようになり, 次式が得られた。

$$\ln(D) = 3.80 - 2.30 \times 10^{-3} \times t$$

ここで, D : 加熱時間 (日数)

t : Na 温度 (°C)

4. 今後の試験

本試験で求めた, 飽和に達する必要加熱条件を用いて Na 温度 500°C ~ 800°C における NaI の飽和溶解度曲線を作成する。

Table 9.1.1 Concentration of Sodium Iodide in Sodium

Heating at 500 °C				Heating at 650 °C				Heating at 800 °C			
Heating Time (Day)	conc. NaI (%)			Heating Time (Day)	conc. NaI (%)			Heating Time (Day)	conc. NaI (%)		
5	0.07	0.58		2	5.34	5.58	5.63	4	19.5	20.4	21.1
14	0.60	0.58	0.6	7	4.21	4.86		7	21.1	20.8	
20	0.59		0.5	14	5.58	5.48	5.47	10	19.9	19.1	18.8
28	0.64	0.60	0.8	17	5.76	5.53	5.66	10	18.0	17.9	19.8
28	0.61		0.6								

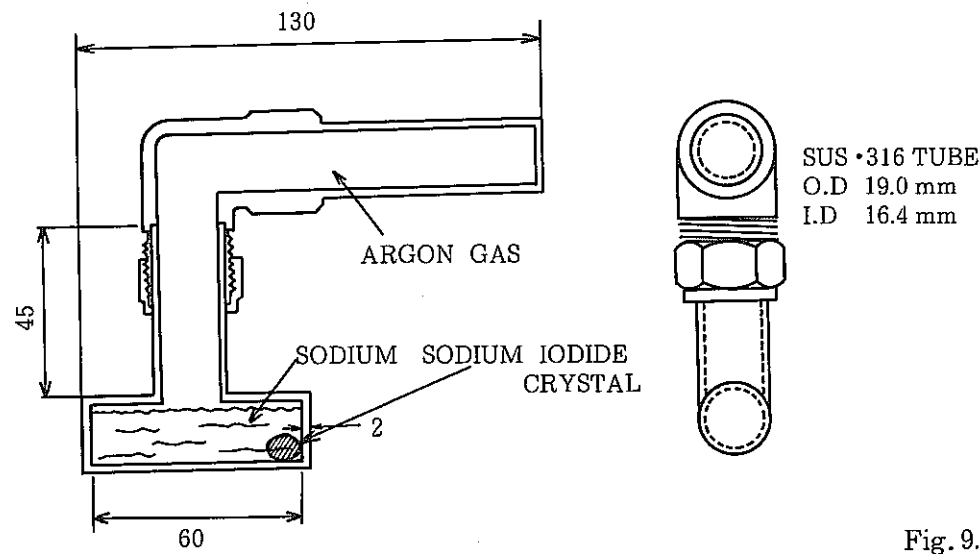


Fig. 9.1.1 Test Capsule

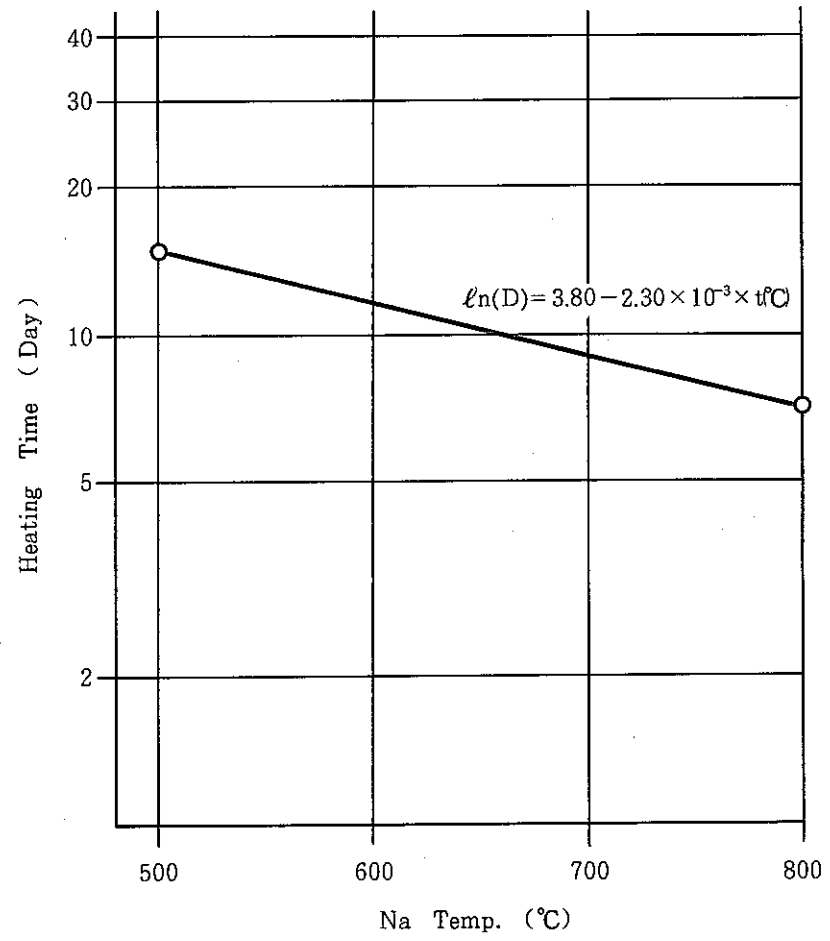


Fig. 9.1.2. The Heating Time Curve for Preparation of Saturated Solution

9.2 ヨウ化ナトリウム (NaI) の金属ナトリウム (Na) に対する溶解度測定試験 (飽和溶解度曲線の作成)

報告者 荒川徹, 鈴木実 (分析 Gr)

1. 概要

Na に対する NaI の飽和溶解度測定試験のうち, Na 温度 $500^{\circ}\text{C} \sim 800^{\circ}\text{C}$ における飽和溶解度曲線の作成を実施した。

2. 試験方法

飽和溶液調整に必要な加熱時間の検討 (技メモ-63-336 参照) で得られた日数に安全率を見込んで, 3 日を追加した日数で試験体の加熱試験を行い, Na 中 NaI の飽和量を調べる。

3. 試験結果

本試験および前報 (技メモ-63-336) で得られた Na 中の NaI 飽和濃度を Table 9.2.1 に示した。また, Fig. 9.2.1 に今回得られた飽和溶解度曲線および Bredig, Allan らの曲線を合わせて示した。

得られた飽和溶解度曲線は, 2 つの成分に分けられ以下の関係式が得られた。

$$\bullet \log S = 8.557 - 3524/T \quad (800^{\circ}\text{C} \sim 661.4^{\circ}\text{C})$$

$$\bullet \log S = 9.751 - 4640/T \quad (661.4^{\circ}\text{C} \sim 500^{\circ}\text{C})$$

ここで, S : 飽和溶解度 (ppm)

T : Na 温度 (K)

この 2 つの式の交点 661.4°C は, NaI 結晶の融点である 661.4°C と一致した。また, 得られた曲線は Bredig らの曲線とほぼ一致した。

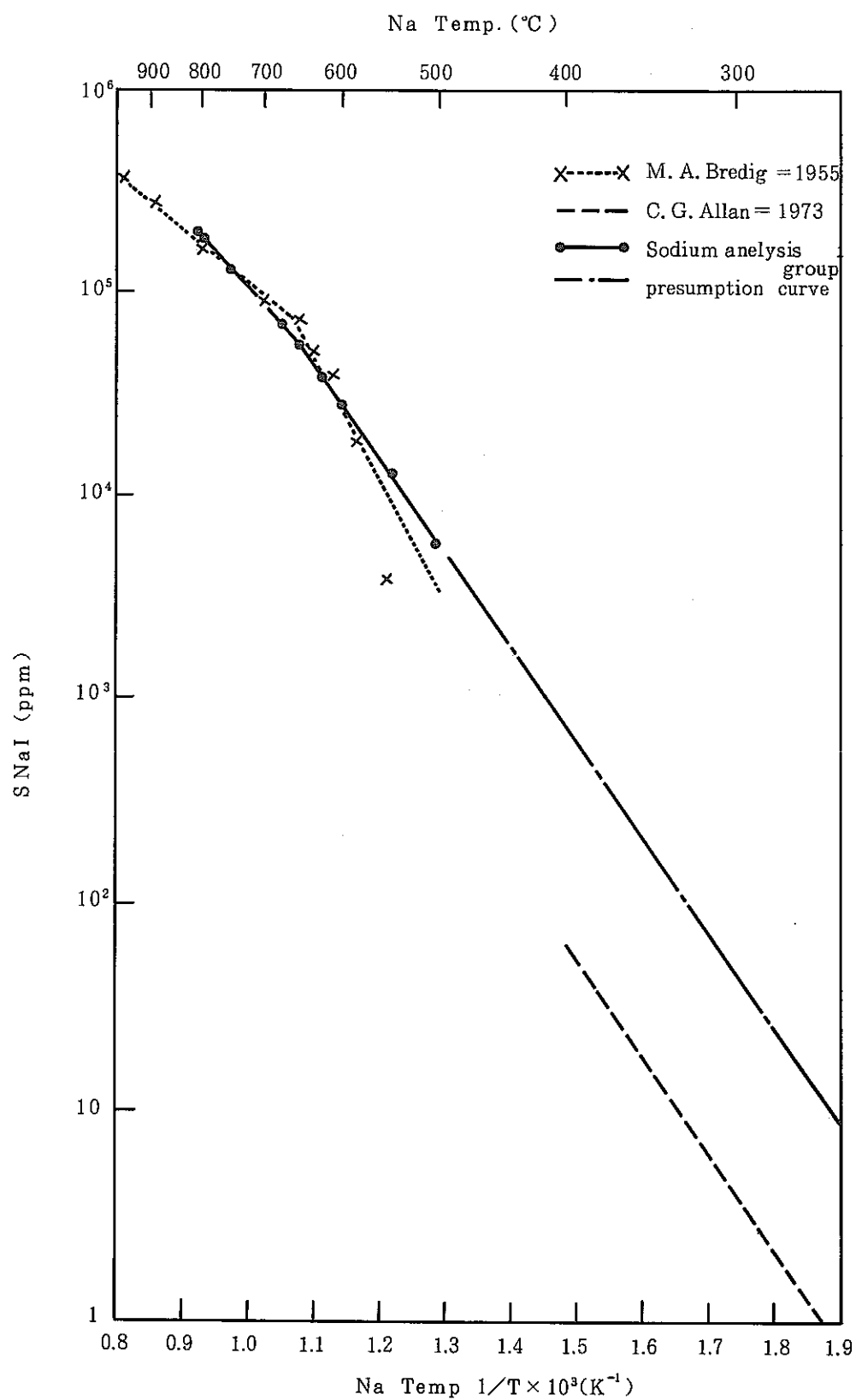


Fig.9.2.1 Solubility curve of sodium iodide in sodium

9.3 ナトリウムエアロゾル試料の分析法の開発

報告者 根本昌明, 鈴木実 (分析 Gr)

1. 概 要

本試験は、ソースターム低減化研究の一環として高速増殖炉の冷却材 Na が漏洩燃焼したときの化学反応を解明するために必要な基礎データを得るためのものである。

Na の燃焼によって発生するエアロゾルは大気中の酸素や水分との反応によって種々の Na 酸化物および水酸化 Na 等が生成される。これらの化合物の化学形態別の分析を X 線回折装置によって行うため、装置の改良および定量分析手法の確立を目的として検討を実施した。

2. 方 法

- (1) Na エアロゾルは、化学的に活発なため、分析測定中に試料が変質しないようにする必要がある、そこで試料室内を不活性雰囲気にできるような、Fig.9.3.1 に示す特殊試料室を考案し作製した。
- (2) Na エアロゾルの定量分析手法には、内部標準法を適用することを目的として以下の検討試験を行った。
 - 内部標準物質の選定
 - 分析試料の調整条件の選定
 - 検量線の作成

3. 結 果

- (1) 特殊試料室を用いた X 線回折分析法により、Na エアロゾルの化学形態別分析が適用できることを確認した。
- (2) Na エアロゾルの定量分析は KCl を用いた内部標準法が適用できることがわかった。
- (3) 分析試料の調整条件は、粉碎および内部標準物質の添加混合の操作をそれぞれ 1 時間行うべきことがわかった。
- (4) Na_2O および NaOH について内部標準法による検量線 (Fig.9.3.2) を作成し次式を導出した。(内部標準物質 KCl の添加量, 20 wt.%)
 - $\text{Na}_2\text{O} \text{ (wt. \%)} = 10.2 \times (\text{IKCl} / \text{I Na}_2\text{O}) + 0.569$
 - $\text{NaOH} \text{ (wt. \%)} = 89.1 \times (\text{IKCl} / \text{I NaOH}) - 0.980$
 ここで、IKCl = 内部標準物質 KCl の回折線強度

$\text{I Na}_2\text{O}, \text{I NaOH}$ = 分析成分 Na_2O および NaOH の回折線強度

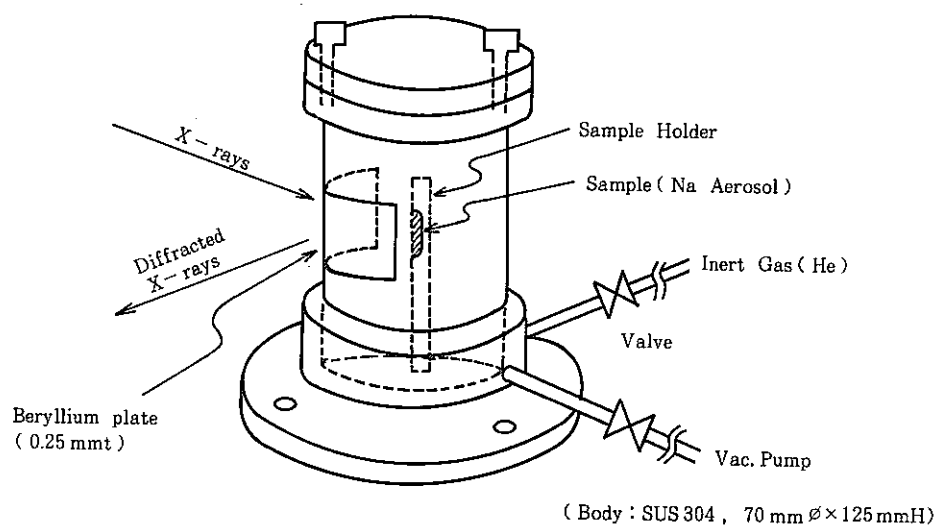


Fig. 9.3.1 Special Sample Chamber

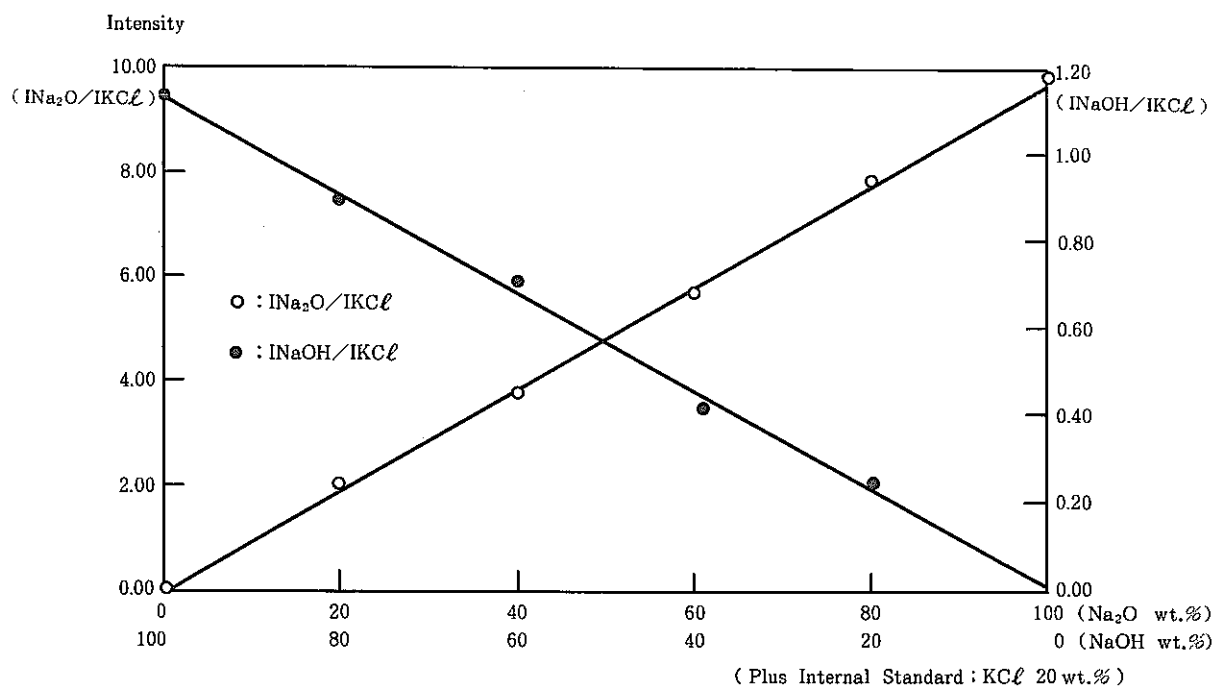


Fig. 9.3.2 Plot of Calibration Data

9.4 ナトリウム中遊離炭素 (FC/Na) 分析に使用する反応管洗浄法の検討

報告者 福井祐司 鈴木実 (分析 Gr)

1. 概 要

ナトリウム中遊離炭素 (FC/Na) の分析 (SN 9520 88-015, Na 中の遊離炭素の分析方法参照) に使用する反応管 (Fig. 9.4 参照) は, 現在, 有機高分子化合物の濃縮洗浄液 (RBS-25) に一昼夜浸した後, 十分水洗し用いている。しかし, RBS-25 が有機化合物 (炭素化合物) である事から, コンタミの原因となる事があった。この水洗操作はテクニックを要し, 現状ではコンタミを完全になくす事は困難である。そこで, RBS-25 を用いない洗浄剤として硫酸 (H_2SO_4) を使用, 反応管の内壁のみを対象にした熱洗浄について検討を行った。

2. 方 法

あらかじめ十分水洗した反応管に濃 H_2SO_4 を入れ, 反応管の下部球状部分をマントルヒーターで 310°C に加熱, 内壁全体を H_2SO_4 の蒸発凝縮による環流により洗浄する。その後 FC/Na 分析法の酸化剤ブランク測定操作に従って測定し洗浄効果を見る。検討は濃 H_2SO_4 量及び加熱時間をパラメータに行った。

3. 結 果

H_2SO_4 5 ml					H_2SO_4 10 ml				
RUN	heating time (min)	test counts (n)	Peak hight (mm)	CV (%)	RUN	heating time (min)	test counts (n)	Peak hight (mm)	CV (%)
1	90	8	16.74	8.96	5	90	8	12.56	18.79
2	60	8	13.46	14.56	6	60	8	10.44	15.90
3	30	8	14.41	16.48	7	30	8	11.28	16.13
4	15	8	12.01	19.77	CV = 変動係数 σ_{n-1}				

4. 考 察

検討は H_2SO_4 5 ml の RUN 1 から H_2SO_4 10 ml の RUN 7 の測定まで加熱時間を変えて順次行ったもので, この結果から, H_2SO_4 5 ml の RUN 1 を除き, ほぼ同様の分析値を示し, 変動係数は約 20 % 以下であった。これは, 現法のブランク測定値が約 15 mm ピーク高さに対し約 1 ~ 5 mm 低くバラツキは現法とほぼ同様であった。またコンタミによると思われる異常値に対しても, 現法に比べ現われなくなった。しかし本法による洗浄の場合, 上記洗浄法を 2 回以上く

り返し行う必要があり、これには約2日以上かかり、現法の2倍以上の時間を要する事になる。
また濃 H_2SO_4 での高温加熱のため容器の一部（ H_2SO_4 液と空間との境界面）が侵蝕される事が
わかった。したがって、洗浄効果の良い安定したブランク値が得られる事がわかったが長時間を
要し、実用的には容器の侵蝕等を含め問題があると思われる。

5. 今 後

H_2SO_4 を用いた別の洗浄法として $9\text{NH}_2\text{SO}_4$ 液に反応管を長時間浸し自然洗浄を行う方法に
ついて検討する。

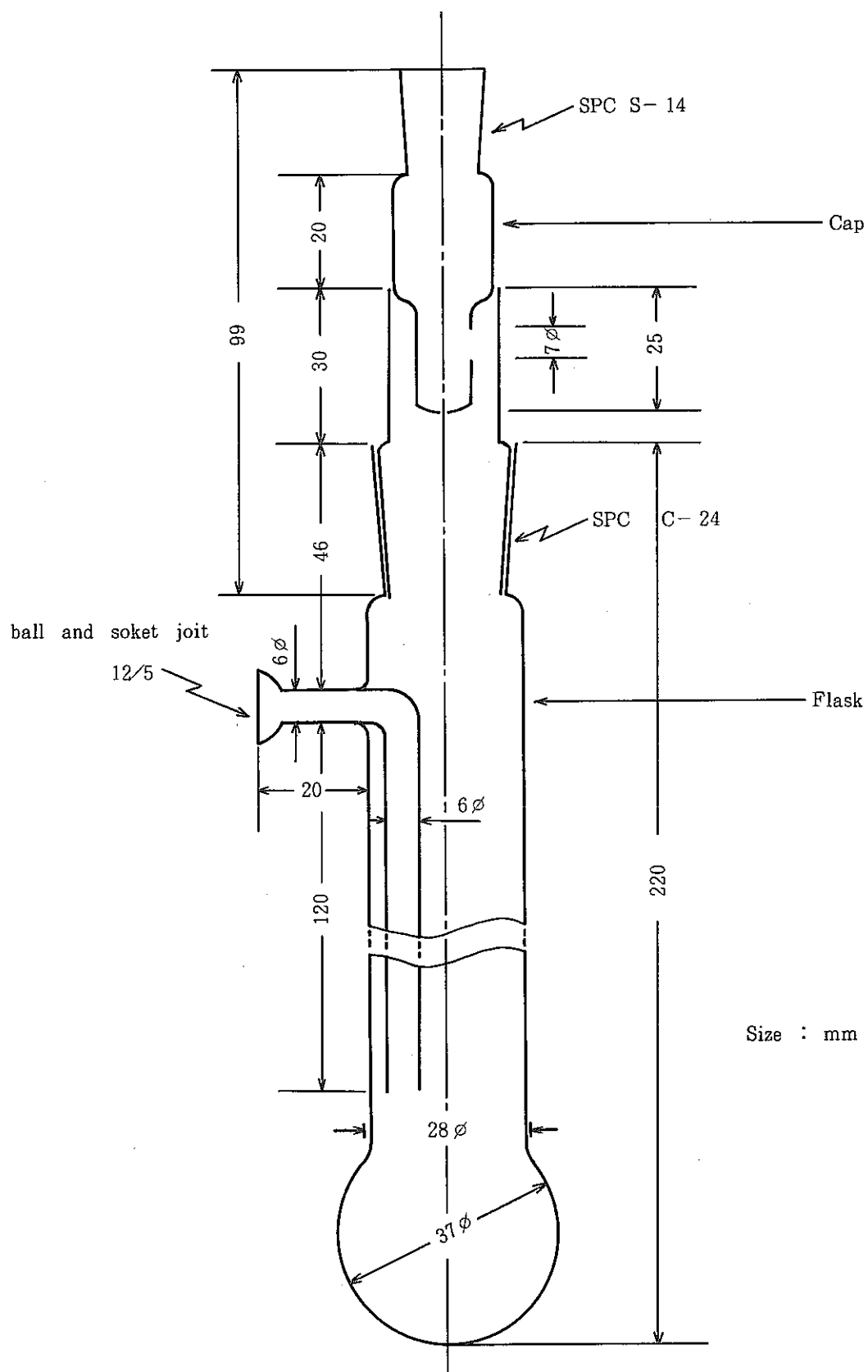


Fig.9.4.1 Reaction Flask

9.5 ナトリウム中のフッ素、塩素同時分析法の開発（第一報）

（フッ素濃度対測定強度との関係の直線性及び精度の検討）

報告者 近松賢吾，鈴木実（分析 Gr）

1. 概 要

現在ナトリウム中の塩素 (Cl^-) をイオンクロマトグラフ (IC) 法で分析している。(SN9520 88-015 ナトリウム中の塩素の分析方法, 参照)。この方法によって測定すると, 測定ピークパターンとして, 塩素 (Cl^-) イオンピークの他に, フッ素 (F^-) イオンのピークが見い出された。このことから, 現ナトリウム中塩素の分析法をそのまま用い, フッ素の定量分析に適用出来るか検討を行った。今回は, フッ素濃度に対する測定強度の関係 (直線性) 及びその測定精度の検討を行った。

2. 方 法

あらかじめフッ素イオンの標準溶液 ($5 \mu\text{g}/\text{ml}$) を調整し, 数個の 100 ml メスフラスコに段階的に 0 ~ 2 ml 入れ塩素イオン測定と同じ条件で, peak height 法及び peak area 法で測定する。また上記とは別の数個の 100 ml メスフラスコに 0.04 ~ 0.12 ml F^- 標準溶液を入れ測定下限値を求める。尚調整した $5 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ と上記測定の結果得られた下限値と思われるものについては, 繰り返し測定を行う。

3. 結 果

- (1) フッ素濃度に対する測定強度の関係は, peak Height 及び peak Area 法共に, $10 (\mu\text{g}/100 \text{ ml})$ までは直線性が得られた。(Fig. 9.5.1)
- (2) 定量下限値の調査では, $0.5 (\mu\text{g}/100 \text{ ml})$ の場合, 分析精度 $\pm 12.56 [\%]$ 0.6 の場合 $\pm 2.54 [\%]$ だった。(Table 9.5.1)
- (3) フッ素濃度 $5 (\mu\text{g}/100 \text{ ml})$ の分析精度 $\pm 1.68 [\%]$ で, $0.6 (\mu\text{g}/100 \text{ ml})$ の場合 $\pm 4.10 [\%]$ だった。(Table 9.5.2)

4. 考 察

- (1) peak height 法及び peak area 法共に, 直線性の良い結果が得られたが, peak area 法はグラフ上で Y 軸の原点をややはずれる傾向にあった。
したがって, 本検討では (フッ素の測定では) peak height 法が良いと思われた。
- (2) $0.5 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ の濃度は, ピークとしては測定出来たが, 測定データに再現性がなかったこれに対し, $0.6 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ では 3 項の結果からも, 安定した測定が出来ることがわかった。

したがって、本法では、 $0.6 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ が測定下限値と考えられた。

- (3) $5 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ で、測定誤差 ± 1.68 〔%〕、 $0.6 \mu\text{g}/100 \text{ ml}$ で同じく ± 4.10 〔%〕と現ナトリウム中塩素測定法を用いても、精度良く測定出来る事が確認できた。

5. 今 後

フッ素測定時における共存ナトリウム量の影響を検討する。

(1)

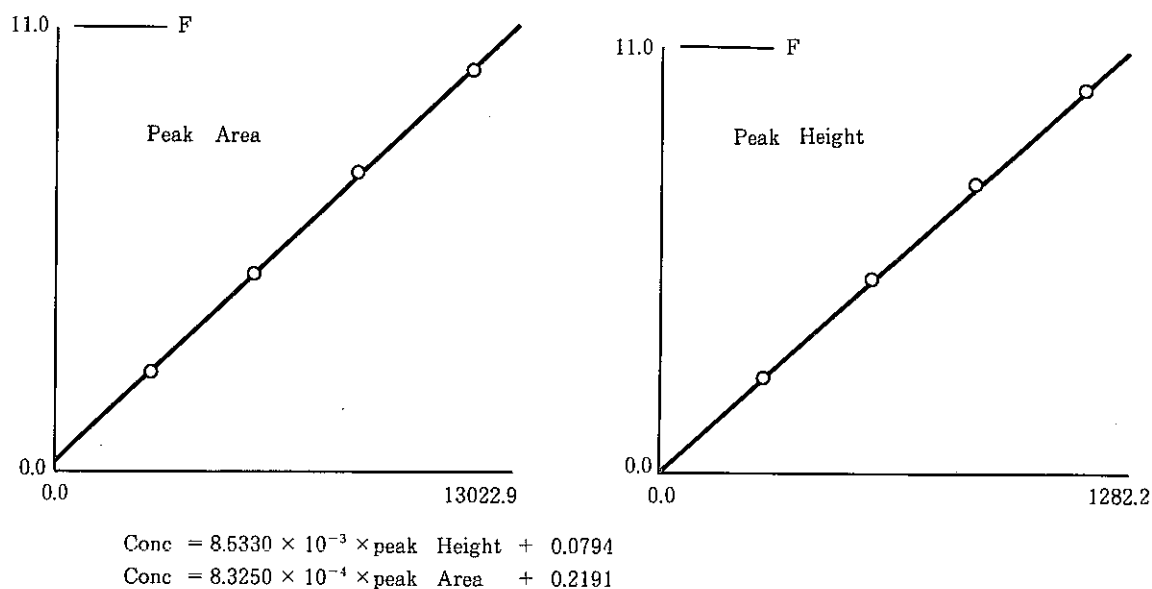


Fig. 9.5.1 Calibration Curve

(2) =Table 9.5.1 Test of Detection Limit

	F ⁻ added ($\mu\text{g}/100\text{ml}$)	F ⁻ found peak height (mm)
1	0.2	* ND
2	0.4	ND
3	0.5	6.5 ± 12.56 (%)
4	0.6	10.8 ± 2.54 (%)

* Not Detect

(3) =Tadle 9.5.2 Test of Determination Errors

Run No	Test 1		Test 2	
	F ⁻ added ($\mu\text{g}/100\text{ml}$)	F ⁻ found ($\mu\text{g}/100\text{ml}$)	F ⁻ added ($\mu\text{g}/100\text{ml}$)	F ⁻ found ($\mu\text{g}/100\text{ml}$)
1	5.0	4.98	0.6	0.57
2	5.0	4.94	0.6	0.60
3	5.0	5.01	0.6	0.61
4	5.0	5.12	0.6	0.63
5	5.0	4.90	0.6	0.63
$\bar{x}$		4.79		0.608
λSD (%)		± 1.68		± 4.10

9.6 ナトリウム中のフッ素，塩素同時分析法の開発（第二報）

（フッ素測定における共存ナトリウム量の影響の検討）

報告者 近松賢吾，鈴木実（分析 Gr）

1. 概 要

本表題の第一報（技メモ63-435）の継続検討として，ナトリウム中塩素の測定条件と同じ条件において，フッ素の測定時，共存するナトリウム量よっての測定値の変化を検討する。

2. 方 法

6個の100mlメスフラスコ全てに， F^- $5\mu g$ を添加し，次にそれにナトリウム（NaOH）を順次段階的に $20\mu g \sim 10,000\mu g$ 加え，水で100mlにメスアップして良くまぜる。これをClの測定条件と同じ条件で測定する。

3. 結 果

Run No	F^- added (μg)	Na^+ added (μg)	F^- found peak height (mm) (%)	
0	5.0	0	8.7	100.0
1	5.0	20	8.8	101.1
2	5.0	100	8.8	101.1
3	5.0	200	8.9	102.2
4	5.0	1,000	8.8	101.1
5	5.0	2,000	8.0	92.0
6	5.0	10,000	*N M	—

*not measurement

4. 考 察

Na量が2000 μg 共存すると，peak heightは8.0%低くなった。また，10,000 μg では測定が不可能であった。しかし1,000 μg 以下では，peak heightは一定であり，ナトリウムを加えなかったものとはほぼ同値を示した。このことから，1,000 μg 以下のナトリウム量の共存では，フッ素測定に影響がない事がわかった。したがって，ナトリウム試料の場合は，ナトリウムを除去する必要がある事がわかった。

5. 今 後

既にナトリウム中塩素の分析法において、ナトリウムの除去については検討済であるが除去量の再確認と、その除去操作によるフッ素の回収率に対する影響の検討を行う。

9.7 ナトリウム中のフッ素、塩素同時分析法の開発（第三報）

（ナトリウムの除去量及びフッ素、塩素同時回収率の検討）

報告者 近松賢吾，鈴木実（分析 Gr）

1. 概 要

本表題の第一報（技メモ 63-435）及び第二報（技メモ 63-436）の継続検討として，ナトリウム中 Cl 分析法と同じ操作を全て行って，ナトリウムを除去し，フッ素及び塩素が共存している場合の回収率を検討する。

2. 方 法

5 ケの 100 ml ビーカーにそれぞれ，ナトリウム 2 g 量のあらかじめ準備した NaOH 溶液を加え，更にフッ素 5 μg 及び塩素 5 μg を加えて水で約 15 ml とする。この混合溶液を現ナトリウム中塩素の分析法と同じ全ての操作を行ってナトリウムを除去し，除去液中のナトリウム量を測定するとともに，フッ素及び塩素の測定を同時に行う。

3. 結 果

Run No	Added			Found					
	Na [g]	F [μg]	Cl [μg]	Na		F		Cl	
				[μg]	[%]	[μg]	[%]	[μg]	[%]
1	2.0	5.0	5.0	31	1.55×10^{-5}	4.78	95.6	4.88	97.6
2	2.0	5.0	5.0	23	1.15×10^{-5}	4.78	95.6	5.13	102.6
3	2.0	5.0	5.0	29	1.45×10^{-5}	4.84	96.8	4.88	97.6
4	2.0	5.0	5.0	80	4.0×10^{-5}	4.89	97.8	4.76	95.2
5	2.0	5.0	5.0	64	3.2×10^{-5}	4.82	96.4	4.85	97.0
$\bar{x}$				45.4	2.27×10^{-5}	4.822	96.44	4.90	98.0
RSD[%]				± 55.3	—	± 0.95	—	± 2.81	—

4. 考 察

ナトリウムは約 2 g 量に対し，最大で 80 [μg] 残留したが，第二報で得られたフッ素測定に影響のある 1 [mg] 量よりはかなり少なく，ナトリウムの除去法については問題のない事が確認された。また，フッ素及び塩素とも混合液を同時に測定しても，フッ素で約 96 [%] 以上，塩素で約

（技-63-437）

98〔%〕以上の回収率が得られ、現ナトリウム中の塩素の分析法を用いて、ナトリウム中のフッ素及び塩素を同時定量出来る事が確認できた。

5. 今 後

ナトリウム中のフッ素形態として、本測定検討は、フッ化ナトリウムのような水溶液中でフッ素イオンになる物を対象に検討したが、この他に一般的な化合物として、 NaBF_4 が考えられる。この化合物は、加水分解しフッ素イオンを生成する事が知られている。したがって、 NaBF_4 が存在した場合、 NaF のフッ素を測定する時の影響を検討する。

9.8 ナトリウム中のフッ素，塩素同時分析法の開発（第四報）

（ NaBF_4 が共存した場合のフッ素（ NaF ）の測定に与える影響の検討）

報告者 近松賢吾，鈴木実（分析 Gr）

1. 概 要

本表題第一報（技メモ 63-435）第二報（技メモ 63-436）第三報（技メモ 63-437）の結果，現ナトリウム中の塩素分析法を用いて，ナトリウム中のフッ素，塩素の同時定量が出来る事がわかった。しかし， NaBF_4 のような化合物もナトリウム中に存在する事も考えられるので，この NaBF_4 は加水分解し，フッ素イオンを生成する事が文献上わかっているため，これが混在している場合 NaF のフッ素の定量に対し影響する程度を検討する。

2. 方 法

NaBF_4 の試薬を用い， BF_4 として 100 ppm 溶液になるように調製して，その水溶液中のフッ素の量をナトリウム中フッ素測定法（塩素測定法に同じ）により，調整日から約 1 ケ月放置時まで連続して時々測定する。

3. 結 果

調製したその時点で加水分解が始まり，約 28 日で第一段階の分解が終了するフッ素量が測定された。（Fig.9.8.1）

4. 考 察

約 1 ケ月の放置までの間では，初めから徐々に増えて行き約 28 日以後フッ素量は増加せず一定の値 22.4 (μg) を示した。この量は，初めに調製した BF_4 濃度から検出した全フッ素量のほぼ 25 (%) に相当した。 NaBF_4 は，文献では加水分解すると第一段階として，以下のようなになるが， $[\text{NaBF}_4 + \text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \text{NaBF}_3\text{OH} + \text{HF}]$ 先の 25 (%) 量は， NaBF_4 が左式の右辺に全て移行したものと一致する。フッ素量としては， NaBF_4 を水に溶解した日から検出されているが，このフッ素が NaBF_4 試料中に含まれていた別の形態のフッ素，例えば NaF のようなもののフッ素なのか，または，水溶液化すると同時に， NaBF_4 の加水分解が起きているのかは，本検討中では判断出来なかった。しかし本検討の場合は， BF_4 として 100 ppm の濃度であり，この量が 100 ppm であれば，加水分解して生成するフッ素量が NaBF_4 濃度に比例するものと仮定すると，本検討結果量の $1/10$ となり，約 3 日放置までは現「常陽」2 次系ナトリウムで検出されるフッ素量の約 32 mm ピーク高に影響はな

いものと推定出来る。また「常陽」2次系ナトリウム中のホウ素(B)の量は、現在測定してないが、以前「JOYO」への納入時分析した値でも最大約 0.4 ppm 程度であり、これがすべてNaBF₄の形と考えても更に影響は小さいと考えられる。したがって、現実的にはNaBF₄の影響はないものと思われるが、ナトリウム試料を調整したならば、出来るだけ早くフッ素の定量をするべきであると思われる。尚、NaBF₄そのものは別の分析法によって測定は可能と思われる。

5. 今 後

本検討結果を全て再チェックし、必要に応じた追加検討を行い、ナトリウム中のフッ素、塩素同時分析法としてマニュアル化又は、報告書としてまとめ報告する。

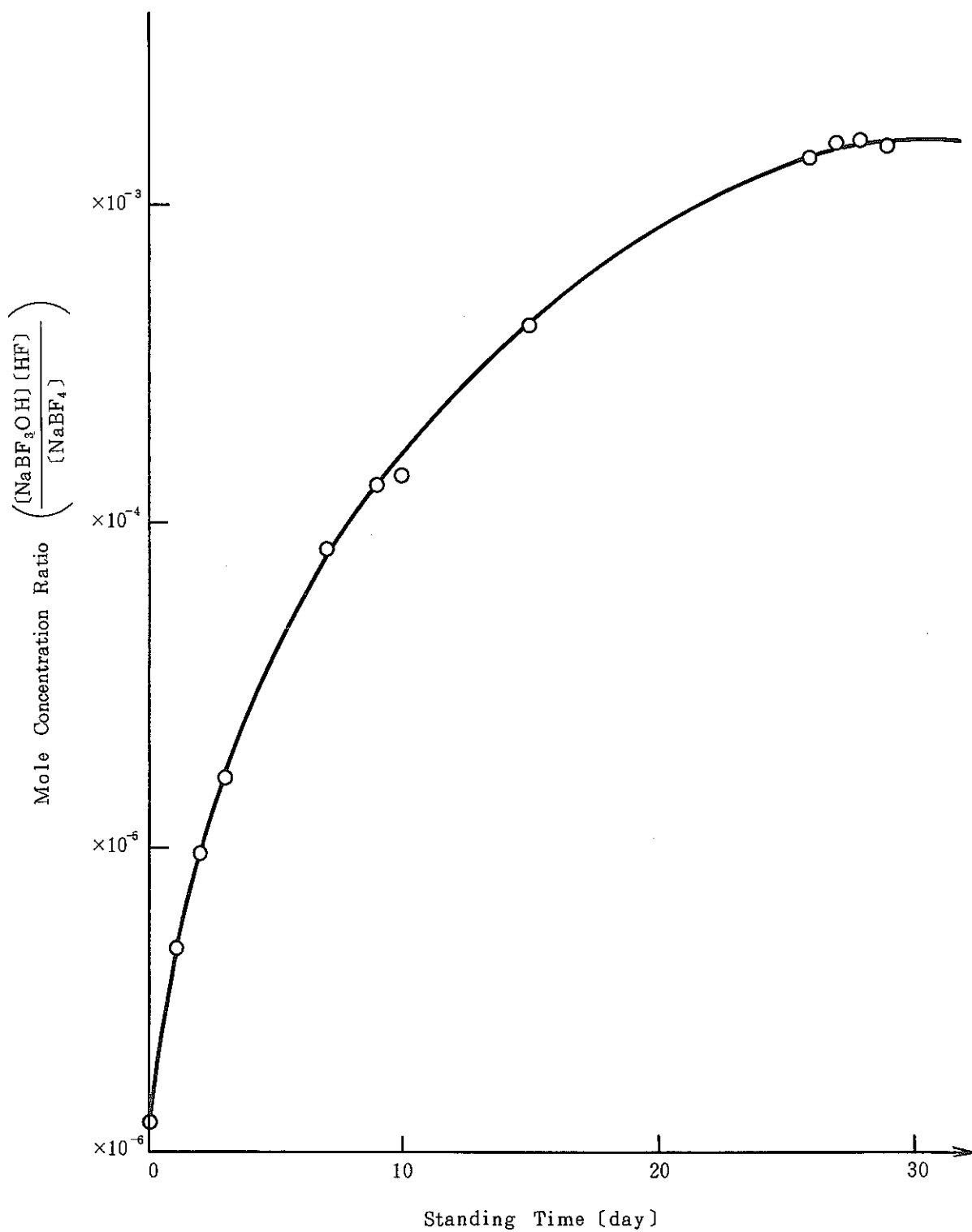


Fig.9.8.1 Hydrolysis of Sodium Fluoborate at About 20°C

10. 計算機コード・マニュアルの作成と整備

本章は、実験炉部技術課において運用、管理している計算コードの取扱い説明等を示した報告をまとめたものである。

10.1 JOYDAS 原子炉出入口温度の補正について

報告者 杉江嘉彦, 深見明弘, 島田裕一 (異常監視技術 Gr)

技術課では「常陽」のプラント出力は, 旧計算機室 (A 710) に設置されている, 熱出力測定システムの値を真値としている。

したがって, 熱出力校正試験による調整や, JOYDAS による熱出力計への出力などは, 熱出力測定システムで計算した熱出力を基準値としている。また, 熱出力測定システムや JOYDAS による熱出力は, 原子炉出入口温度と 1 次冷却系流量より計算されているので, 原子炉出入口温度についても, 熱出力測定システムの値を基準としている。

熱出力測定システムにおける原子炉出入温度は, 定検毎に実施している熱電対較正にて得た誤差を, 補正值として計算機に入力し, 補正後のデータを計算に使用し, また出力している。

これまで JOYDAS では, 熱出力計算の時のみ, 誤差を補正した値を用いており, 画面に表示したり, プリンタに印字しているデータは, 誤差を補正する前の実測値を出力していた。

第 17 サイクルの初頭において, JOYDAS の熱出力 (入力点番号 S 800) や原子炉出入口温度 (入力点番号 B 001 ~ B 004) と, 真値 (熱出力測定システムの値) の間に, 1 MW 強, 1 °C ~ 2 °C の差異があり, 運転員の混乱をまねいていた。

そこで, 補正值の変更および補正後データの入力点追加の作業を行った。

- (1) 補正值の変更 (1 日目, 90 MW 時)

平成元年 1 月 21 日 16 時 27 分

- (2) 補正值の変更 (2 回目, 100 MW 時)

平成元年 1 月 23 日 8 時 25 分

- (3) 補正後データの入力点追加

平成元年 1 月 26 日 16 時 30 分

10.2 異常反応度監視機能について（その5）

報告者 島田裕一，井川健一（異常監視技術 Gr）

1. はじめに

原子炉における異常状態の検知方法のひとつとして、核計装信号を利用した動特性方程式から得られる実際の反応度変化と、各要素から得られる反応度の偏差をとり、外乱要因等による異常反応度変化を検出する手法があり、「常陽」においても JOYDAS にその機能が組み込まれているが、今までずれが大きく適切に運用されてきていない。そこで、同等の演算式を PC-9801=CAMAC のシステムに組み込み、温度係数等のパラメータをサーベイする等を行い、検証することを進めている。本レポートではその演算手法について説明する。

2. 基本にある考え方

通常状態で運転されている原子炉においては、下記一点炉近似動特性方程式の関係をほぼ保ち運転されていると考えられる。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho_{kin} - \beta}{\ell} n + \sum \lambda_i C_i$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} - \lambda_i C_i \quad i=1 \sim 6$$

n : 中性子密度
 C_i : 遅発中性子先行核
 β_i : 遅発中性子生成割合
 ℓ : 中性子平均寿命
 λ_i : 先行核の崩壊定数

ここで ρ_{kin} を動特性方程式から得られる反応度、 ρ_{fb} を温度フィードバック反応度、 ρ_{rod} を制御棒による反応度、 ρ_{bu} を燃焼による反応度変化を示すとする、次式で与えられる残留反応度 ρ_{rcs} は、通常の運転状態において計算モデルが正確であるかぎりかなり小さくなる。

この監視機能は ρ_{rcs} を監視対象とし、これがある範囲を逸脱した場合に警報を発するというものである。

$$\rho_{rcs} = \rho_{kin} - (\rho_{fb} + \rho_{rod} + \rho_{bu})$$

3. MK-II 炉心第 17 サイクルにおける結果

MK-II 炉心第 17 サイクル時におけるステップ応答試験及び安定性試験のデータにあてはめた結果を Fig.10.2.1, 2 に示す。どちらのデータもずれが観察されるが、安定性試験のずれの方がかなり大きい。今後これらのデータを基に係数を補正していく事としたい。

なお、これらのデータは、 μ VAX で採取したデータを処理する別途作成したプログラムの出力結果である。

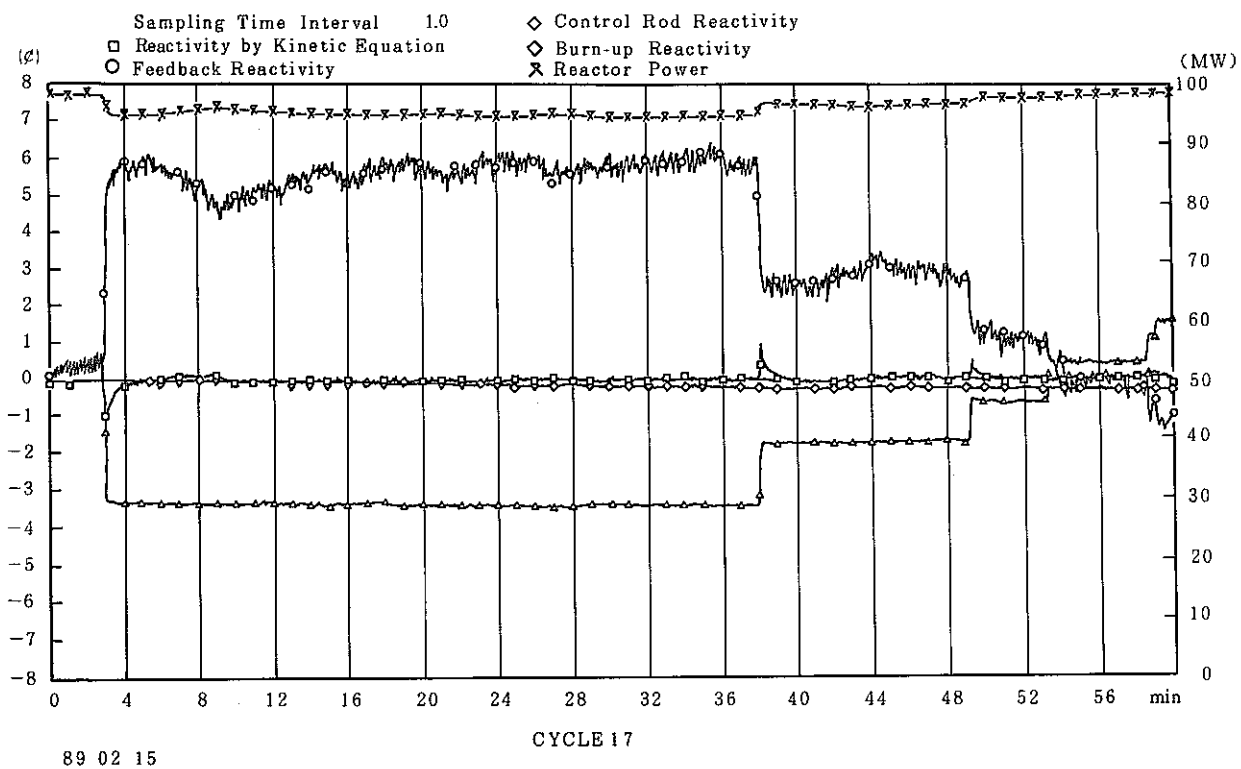


Fig.10.2.1 Data at Reactivity Characteristics test by Step response method

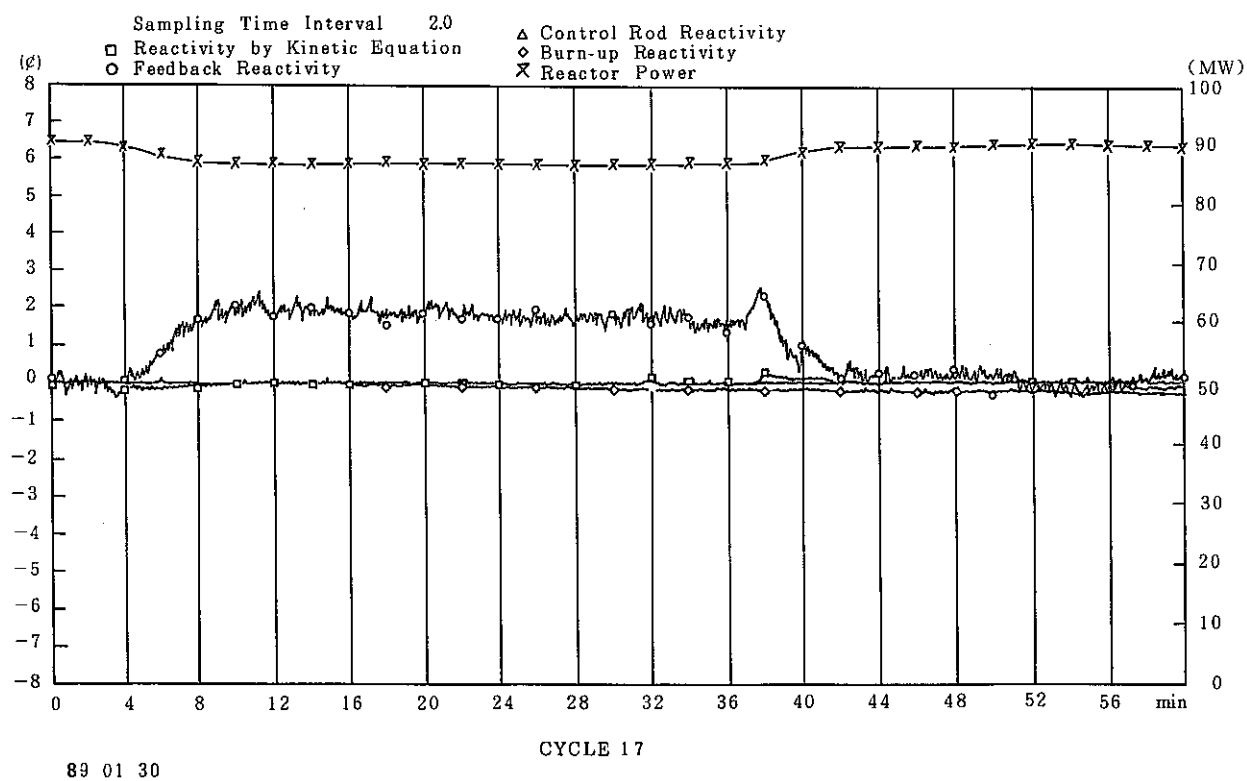


Fig.10.2.2 Data at Stability test

10.3 JOYDAS 警報制限値の算出

報告者 深見明弘，杉江嘉彦，島田裕一（異常監視技術 Gr）

1. 概 要

JOYDASは、主要なプラント信号に警報制限値を設け、プラント各部の異常監視を行なっているが、この警報制限値を決定するために、1つの方法として、正規分布計算による算出方法がある。今回は、主冷却器ベーン開度の下限值を例にあげてこの方法を紹介する。

2. 内 容

Fig.10.3.1に示すようにデータはサイクルを通して定格出力（100 MW）付近に集中しているため、定格出力時における警報制限値が重要な位置をしめている。したがって、熱出力 98～100 MW 時及び下限値であるため外気温度 0℃ 以下のデータを用いて下式により制限値を算出する。

$$y = \bar{x} - t_{\alpha} \frac{\sigma}{\sqrt{n}}$$

$\left(\begin{array}{l} y : \text{下制限値} \\ \bar{x} : \text{平均値} \\ t_{\alpha} : \text{係数 (3.09)} \\ n : \text{データ個数} \\ \sigma : \text{標準偏差} \end{array} \right.$

尚、データは JOYDAS にて収集したものである。

以上により、下制限値は

$$y = 44.3$$

が求められるが、ベーン・ダンパ開度のヒステリシスが 2～3% であることからこれを考慮し 41.3% に決定する。

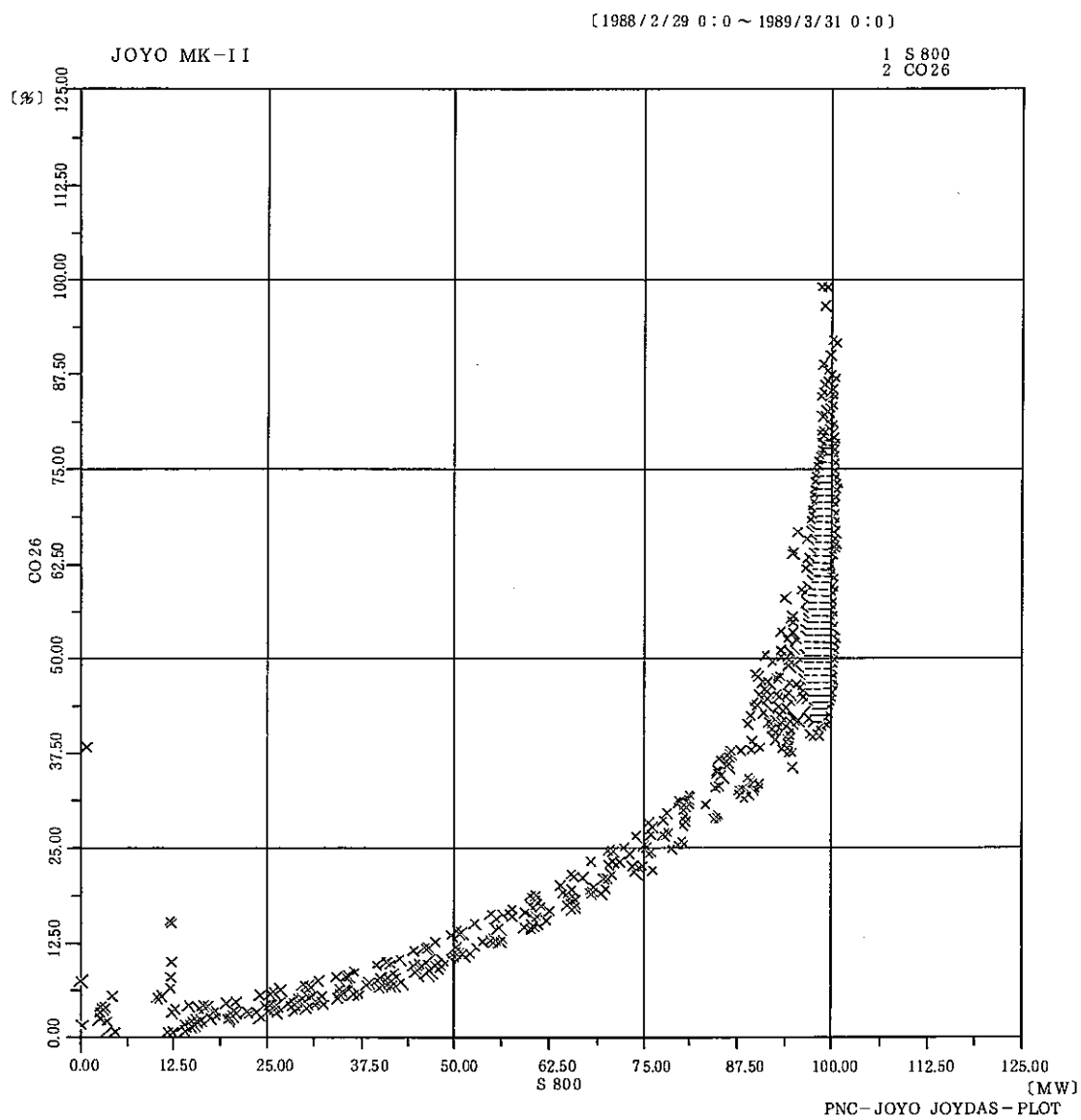


Fig.10.3.1 History of Vane Opening Signal (IA)

10.4 GEYSER-DUMP 取扱説明書

報告者 杉江嘉彦，島田裕一（異常監視技術 Gr）

大洗工学センターの大型計算機に格納されている、「常陽」運転履歴データベース（プラント DBS）は、「常陽」MK-II 炉心における全運転サイクルの履歴が DASD 上に存在しており、広い用途に活用できるはずなのだが、現状は運転履歴のプロットプログラム（GEYSER）にて、プロット出力に用いられているだけである。

プラント DBS のデータを有効に活用するために、他のプログラムで利用しやすいように、プラント DBS 内の任意の入力点データを、ファイルに抽出するプログラム「GEYSER-DUMP」を作成した。

GEYSER-DUMP は、常陽コマンドに登録されており、入力点番号、開始時刻、終了時刻、およびファイル名称を指定して、該当する入力点について指定された期間のデータをファイルに書き込む。

本書は、GEYSER-DUMP の操作方法、および作成するデータファイルの内容について述べたものである。

ここで GEYSER-DUMP は、「常陽」運転履歴情報がデジタル値で入手できるため、取り扱いに十分注意する必要がある。したがって、現在 GEYSER-DUMP は、プラント DBS 管理者のユーザセッションでしか使用できない。

したがって、GEYSER-DUMP を用いたデータを使用したい場合には、プラント DBS 管理者まで連絡されたい。

11. MK－Ⅲ計画に関する検討

本章は、「常陽」MK－Ⅲ計画及び移行に係わる検討結果をまとめたものである。

11.1 MK-Ⅲ移行炉心における中性子束変化

報告者 沖元豊, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 概要

MK-Ⅲ移行炉心 (制御棒移設) における中性子束変化を調べた。

2. 計算結果

制御棒移設 (制御棒2体を5列に移設) 前後の炉心について軸方向最大中性子束の比較を行った。尚, 制御棒配置は「3A3」, 「3C3」, 「3D3」, 「3F3」, 「5A2」, 「5D2」と仮定してある。第23サイクルと第24サイクルの中性子束分布の比較結果をFig.11.1.1に示す。

また, 特燃及び照射リグの各々について中性子束の比較をTable 11.1.1に示す。

1) 炉心全体について

制御棒の移設によって, 中性子束の変化が0, 1列で最大約2%増であり, 制御棒の抜けたE, B側の3列で約2%~約11%の増加がある。

また, E側4~6列の中性子束が約3%増加している。これは, E側5列に燃料が1体多い非対称炉心によるものといえる。

一方, A, D側の3列で約2%~4%の減少がある。

2) 特燃及び照射リグ等について

B特については, 軸方向の最大中性子束 ($E \geq 0.1 \text{ MeV}$) で2.3%増であり, 炉心長平均の中性子束 (Total) で1.6%増である。

C4F, CMIR, SMIRについては中性子束の増減率が1%以内である。

Table 11.1.1 Neutron Flux of Irradiation Rigs

	Neutron Flux ($n/cm^2 \cdot sec$)			
		23 cycle	24 cycle	Rate (%)
C 4 F (3 C 2)	Peak *1	2.418×10^{15}	2.440×10^{15}	0.91
	Ave *2	2.022×10^{15}	2.035×10^{15}	0.64
	Total*3 Ave	3.009×10^{15}	3.028×10^{15}	0.63
UNIS-B (3 F 2)	Peak *1	2.243×10^{15}	2.295×10^{15}	2.32
	Ave. *2	1.883×10^{15}	1.920×10^{15}	1.96
	Total*3 Ave.	2.866×10^{15}	2.913×10^{15}	1.64
CMIR (1 A 1)	Peak *1	2.899×10^{15}	2.892×10^{15}	-0.24
	Ave. *2	2.411×10^{15}	2.403×10^{15}	-0.33
	Total*3 Ave.	3.619×10^{15}	3.620×10^{15}	0.03
SMIR-10 (5 D 5)	Peak *1	1.121×10^{15}	1.118×10^{15}	-0.27
	Ave. *2	9.464×10^{14}	9.439×10^{14}	-0.26
	Total*3 Ave.	1.697×10^{15}	1.701×10^{15}	0.24

* 1 : Axial Postion from Core Center ($E \geq 0.1$ MeV)* 2 : Core Average ($E \geq 0.1$ MeV)

* 3 : Core Average (Total)

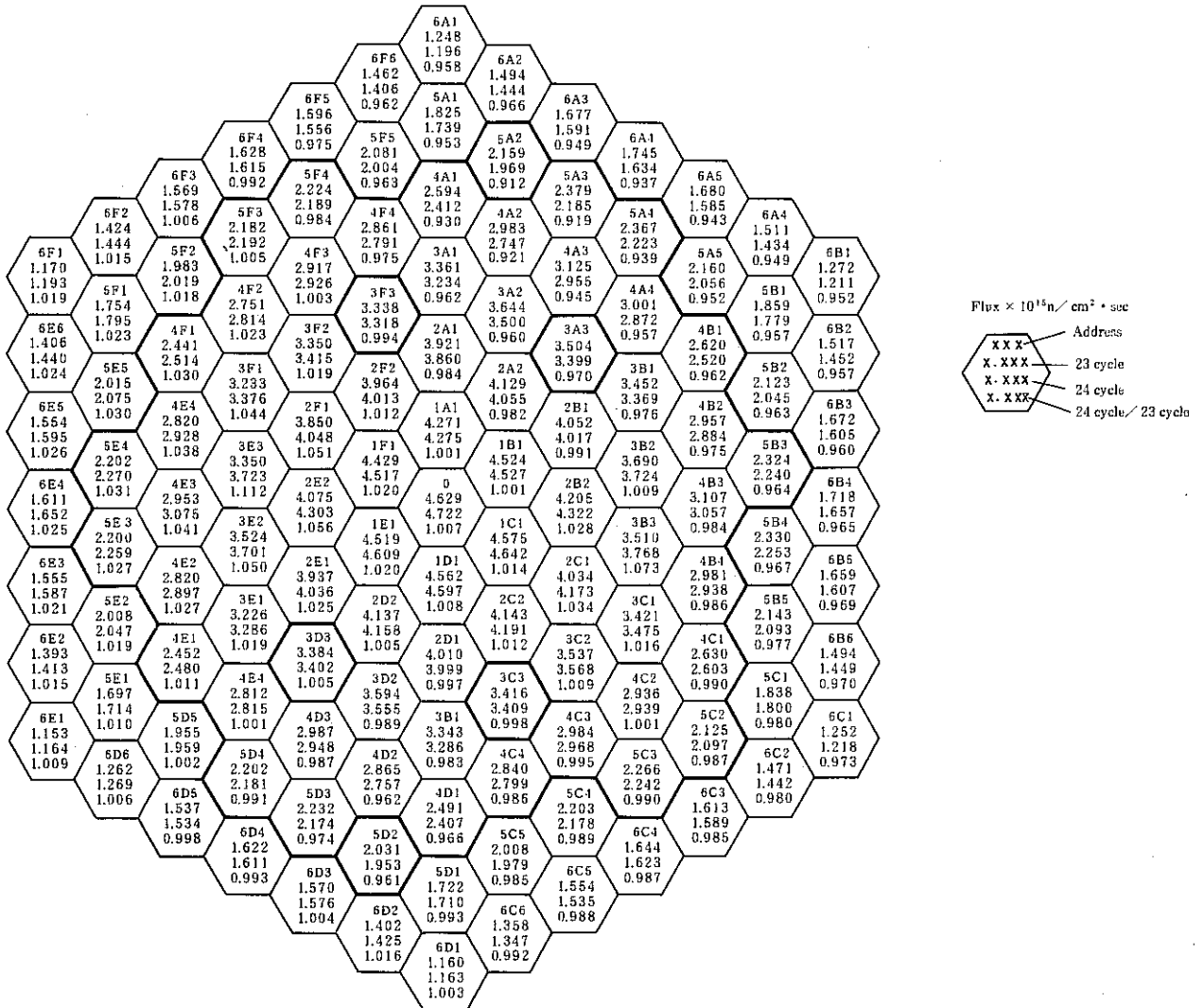


Fig. 11.1.1 Neutron Flux at Core-midplane

11.2 MK-Ⅲ 水キャビテーション試験の速報

報告者 田代正夫, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 概 要

本資料は、流動特性試験の総合流動試験及びキャビテーション可視化試験にて実施された、定格流動試験の速報を示している。

高速実験炉「常陽」の炉心高性能化の一環として、MK-Ⅱ炉心に比べ、中性子束を約1.5倍まで高めるための検討を行っている。この高中性子束化に伴い熱出力も増加することになり、燃料の健全性を確保するために冷却材の流量も増やす必要がある。「常陽」の流量調節機構は、連結管とエントランスノズルのオリフィス孔によって構成されており、炉心支持板に設置された連結管は交換が不可能である。従って、エントランスノズルのオリフィス孔のみの改良で、高性能炉心の流量配分を行う必要があるが、流量増加により交換不能な連結管部にキャビテーションが生じることが懸念される。本試験は、このキャビテーションの初生及び形態を確認すると共に構造健全性の評価上問題となる連結管に対して、キャビテーションが生じない条件を求めることを目的としている。また、流量調節機構の流動およびキャビテーション初生特性を考慮したエントランスノズル・オリフィス孔は、「NETWORK」コードを使用して計算するが、この計算コードに組み込む実験定数を流動データに基づき算出する。

試験内容

- (1) 流動特性試験 (圧力損失及び静圧分布)
- (2) キャビテーション可視化試験
- (3) NETWORKコードの計算

各流量領域におけるキャビテーションの発生形態をFig.11.2.1に示す。MK-Ⅲ炉心の流量調節機構に発生するキャビテーションを完全に無くすることは不可能なため、永久構造物である連結管の健全性に影響を及ぼす固着型のキャビテーションを抑制する必要がある。エントランスノズル内部に発生する移動型及び紐状渦型のキャビテーションに対しては背圧を高くするか、エントランスノズル内側にコーティング等の対策が考えられる。固着型のキャビテーションに対してはオリフィス径を大きくすることで防止することが可能であることが試験で確認できた。

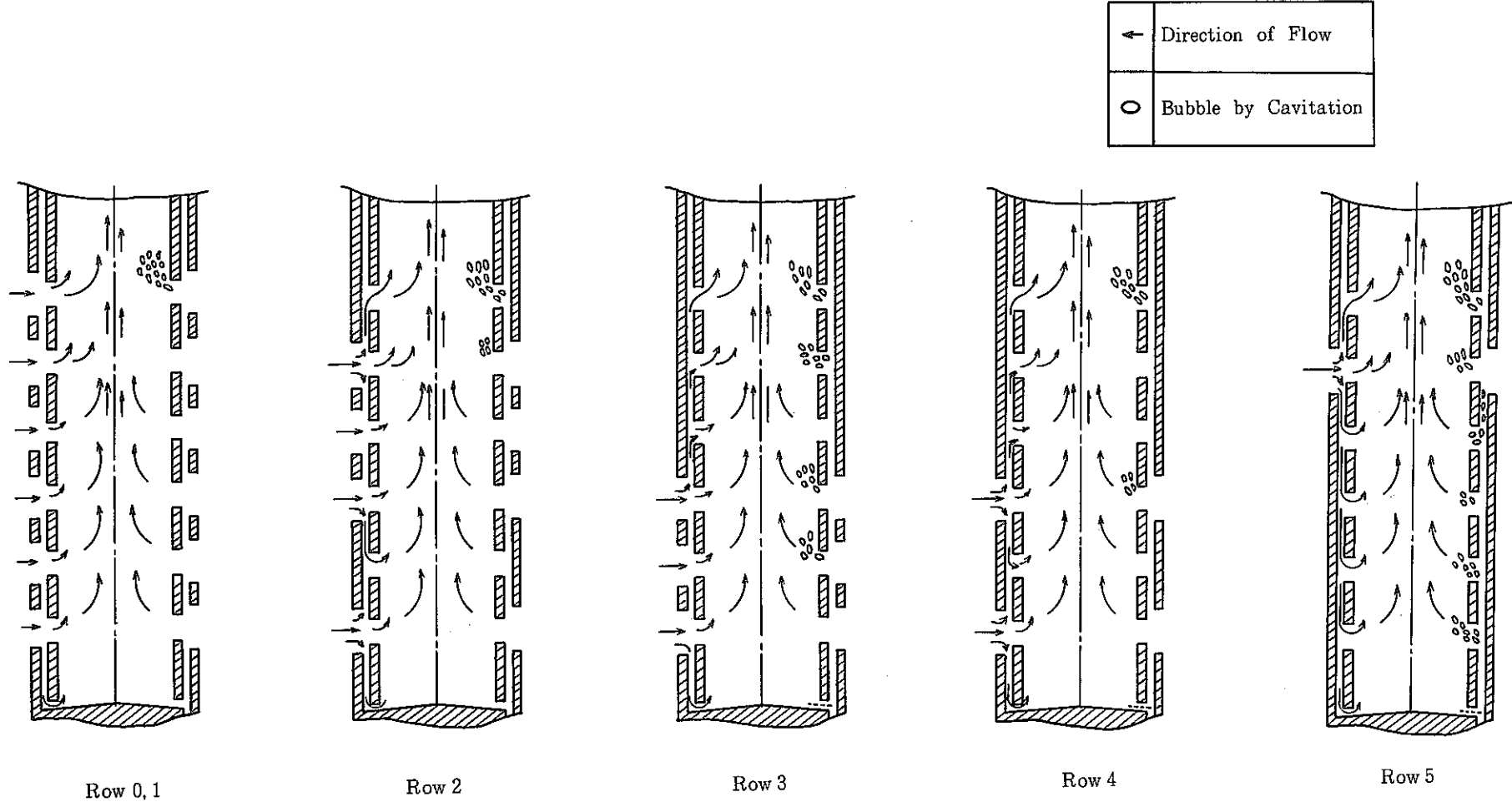


Fig.11.2.1 Form of Cavitations in each Flow Zone

11.3 MK-Ⅲ計画「冷却系改造」に係る構造健全性評価作業 (現状制御方式における熱過渡の場合)

報告者 河津滋郎, 沢田誠 (プラント Gr)

1. 概要

MK-Ⅲ計画「炉心出力増大による冷却系改造」に係るプラント健全性評価作業について、現状(100 MW)の制御方式での熱過渡における熱応力解析の結果、及び今後の作業方針(熱過渡緩和対策)についてまとめる。

2. 評価対象箇所 (Fig.11.3.1 参照)

- ・原子炉容器, 円錐部及びコアサポート部
- ・主中間熱交換器, Aループ上部, 下部プレナム部及びBループ上部プレナム部

3. 解析結果

解析の結果、原子炉廻りでは、いずれも1次+2次の応力強さ(3Sm)以内に入っており、問題ないことが確認された。しかしながら、主中間熱交換器については、外電喪失時は3Sm以内であったが、スクラム事象である中性子束高においては、Aループ 59.4 kg/mm^2 (3Sm = 33.6 kg/mm^2), Bループ 44.6 kg/mm^2 (3Sm = 31.2 kg/mm^2) と許容値を大きく越える応力が発生しており、現状の制御方式における150 MW出力では、構造健全上、問題あることが明らかとなった。

Table 11.3.1 に解析結果を示す。

4. 今後の作業方針

今後の作業方針として、上記解析結果を踏えて、これらの部分の応力を低減化することを主眼に、熱過渡緩和対策の検討を行い、得られた新熱過渡により再度、熱応力解析を行う予定である。

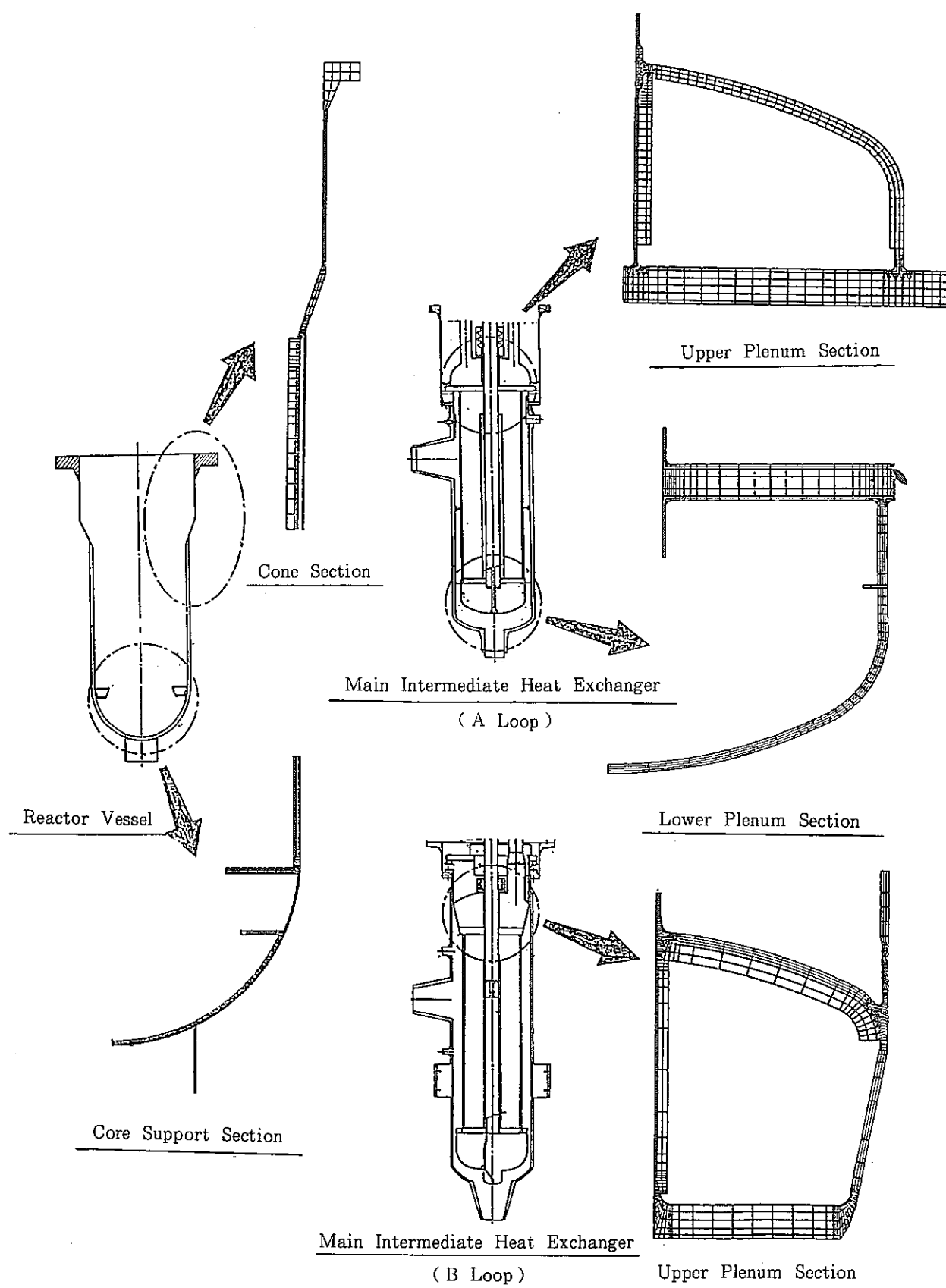


Fig. 11.3.1 Section of Evaluation Object

(Tresca Stress : kg/mm²)

Section of Evaluation Object \ Analysis Case	Loss of Power		Neutron Flux High		Primary + Secondary Stress
	Case 1	Case 2	Case 1	Case 2	3 S m
1. Reactor Vessel Cone Section (Leakjacket Joint)	9. 1	9. 2	7. 7	8. 2	3 2. 7
2. Reactor Vessel Core Support Section (Lower Flange)	2 0. 3	1 8. 6	1 3. 6	1 3. 9	Loss of Power 3 2. 7 Neutron Flux High 3 3. 9
3. Main Intermediate Heat Exchanger (A Loop) (Upper Plenum)	3 1. 8	2 7. 8	5 9. 6	5 6. 7	Loss of Power 3 2. 7 Neutron Flux High 3 3. 6
4. Main Intermediate Heat Exchanger (A Loop) (Lower Plenum)	2 8. 3	2 9. 2	1 2. 5	1 2. 1	3 3. 6
5. Main Intermediate Heat Exchanger (B Loop) (Upper Plenum)	1 9. 9	2 0. 1	4 4. 6	4 0. 6	3 1. 2

Table 11.3.1 Result of Stress Analysis (Tresca Stress)

11.4 MK-Ⅲ炉心の燃料集合体のハイドロリック・ホールドダウン力の検討結果

報告者 田代正夫, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 概 要

本資料は、「常陽」高性能炉心のハイドロリック・ホールドダウン力の検討結果について示している。燃料集合体は炉心支持板の上に自立している。この燃料集合体にはエントランスノズル内外から、圧力差に依って上下に力が働き、燃料ピン・バンドルにも内圧に依って上向きの力が働いている。燃料集合体の自重及び浮力の効果等も考慮して、燃料集合体が炉心支持板から浮き上がらないように設計がなされてきた。MK-Ⅲ炉心に移行すると、低圧、高圧プレナムの圧力及び集合体圧損が増加するため、ハイドロリック・ホールドダウン力の評価を行った。評価には地震時の垂直方向の荷重も考慮して行った。評価モデル及び各部の寸法を Fig.11.4.1 に示す。

評価対象は MK-Ⅲ炉心に於ける 2 領域炉心で、MK-Ⅱの定格流量の 1.45 倍の流量を想定した。流量分配計算コード「JOYFL」の計算結果より、高圧プレナム圧力は MK-Ⅱの 4.07 kg/cm^2 に対し 5.0 kg/cm^2 に、低圧プレナム圧力 0.59 kg/cm^2 に対し 0.9 kg/cm^2 に上昇している。

ハイドロリック・ホールドダウン力は 0, 1 列で 17.95 kg , 5 列で 14.44 kg となり、MK-Ⅱ調整設計の 14.6 kg とほぼ同等の値が得られた。

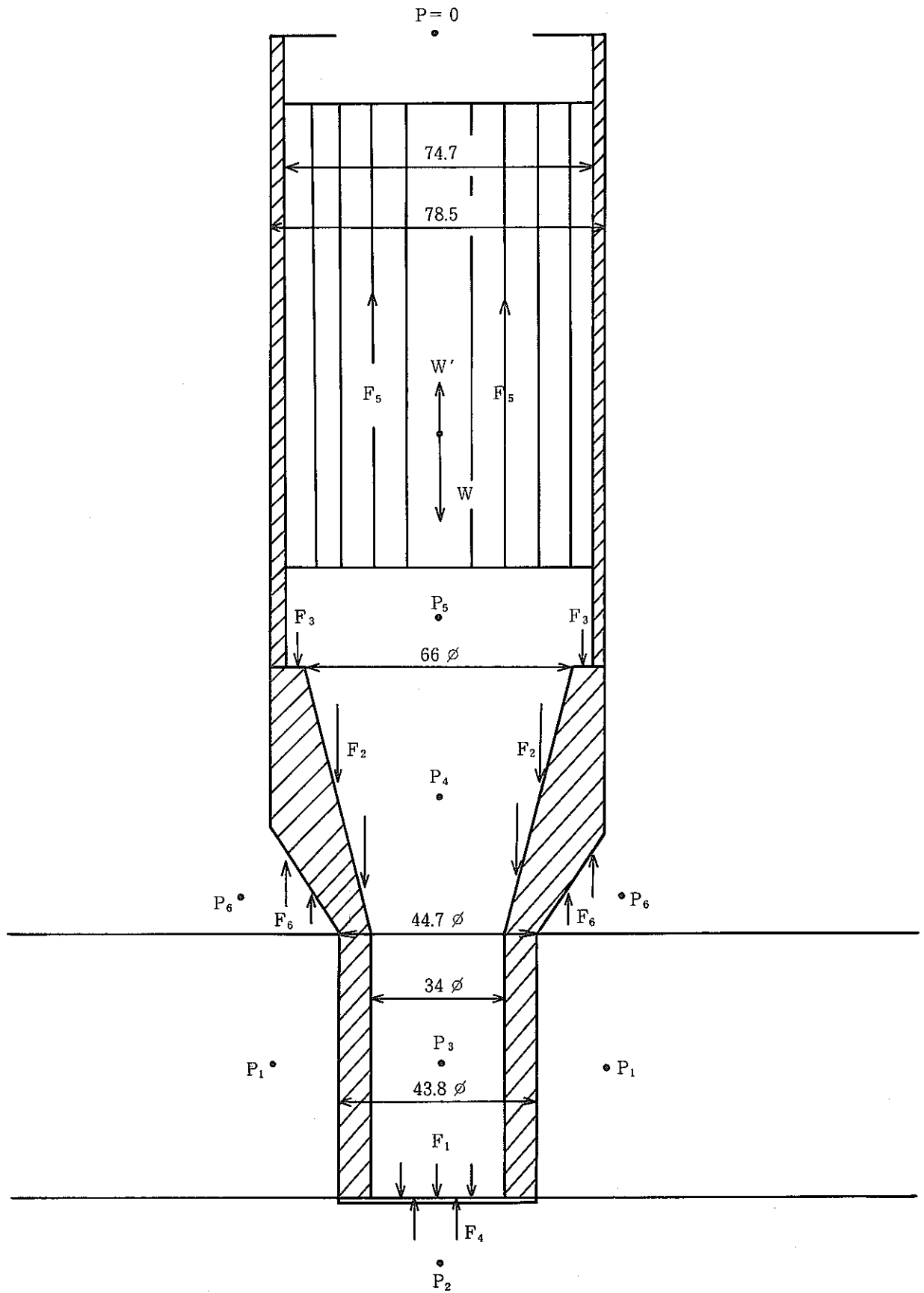


Fig.11.4.1 Calculation Model of Hydraulic Hold Down Force

11.5 MK-Ⅲ移行炉心（混在炉心）に関する反応度の検討

報告者 沖元豊，有井祥夫（炉心・運転計画 Gr）

1. 概 要

MK-Ⅲ移行炉心（混在炉心）において，運転に必要な反応度の有無を確認するために6次取替燃料（5次取替の追加製造含む）及びMK-Ⅲ燃料を使用して，混在炉心（第32cy～第35cy）の燃交計画を作成した。

この反応度の成立性について報告する。

2. 条 件

燃交計画に基づき，計算コード“MAGI”を用いて予測計算を行い，反応度の成立性を確認する。以下，諸条件を示す。

1) 取替燃料の使用本数（仮定）

① 6次取替：3体 ② 5次取替の追加製造分：5体 ③ MK-Ⅲ燃料：60体

2) 5次取替の追加製造分及びMK-Ⅲ燃料の組成は6次取替と同一と仮定する。

又，MK-Ⅲ燃料のスタック長は48cmと仮定する。

3) 各サイクルの運転は100MW出力の70日運転とする。

4) 炉内燃料装荷本数は最大82体までの炉心拡張を可能とする。

5) 燃料交換は，位置替えありとした燃交パターンとする。

6) 初期炉心として，MK-Ⅲ移行炉心（拡大炉心）の第31cyを用いる。（技-63-298）

又，制御棒配置は拡大炉心と同一配置とする。

3. 計算結果

計算結果をFig.11.5.1に示す。

混在炉心において，6次取替（追加製造分含む）とMK-Ⅲ燃料の使用で各サイクルの運転に必要な反応度を確保できる見通しを得た。

また，反応度を確保するためには，第33cy以降炉心拡張し第35cyにおいては，81体炉心となる。

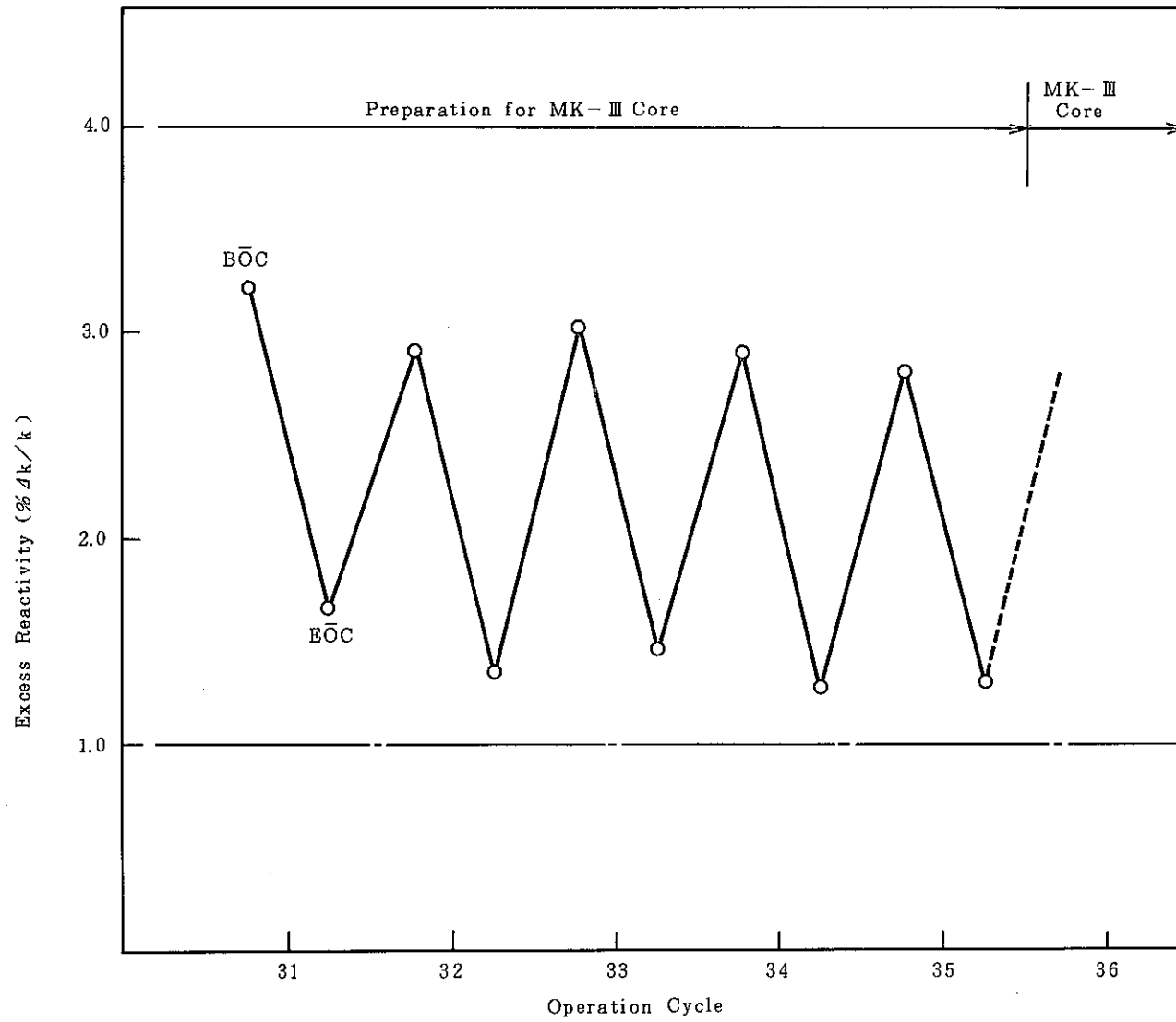


Fig.11.5.1 Calculated Excess Reactivity between 31th Cycle and 35th Cycle

11.6 MK-Ⅲ計画 T/R 改造に係わる使用済燃料の線源強度計算

報告者 長崎英明, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

1. 概要

MK-Ⅲ T/R 改造に対する遮蔽設計の条件として使用するため, 使用済燃料の線源強度を算出する。

2. 計算コード

"ORIGEN 79"

3. 計算項目

- i) Neutrons/sec
- ii) Photons/sec

4. 計算条件

使用済燃料は J 2 燃料で第 0 列相当の出力 2.3 MW/SA の集合体を想定し, これを燃料要素最高燃焼度 75000 MWd/t となる照射履歴とし, 照射条件は以下の 2 ケース (原子炉取出後 60 日, 85 日) とした。また, 予備的評価として照射量を 1.4 倍, 燃料要素最高燃焼度 90000 MWd/t の照射履歴で原子炉取出後 85 日のケースについても合わせて計算をおこなった。

- Case 1 : 燃交 15 日 + 1 サイクル 45 日 (原子炉取出後 60 日)
- Case 2 : 燃交 15 日 + 1 サイクル 70 日 (原子炉取出後 85 日)
- Case 3 : 燃焼度 90,000 MWd/t (原子炉取出後 85 日)

なお, 使用済燃料は集合体全長を以下の 3 領域に分けて計算を行う。

- i) 炉心部 (TYPE 1)
- ii) 上下部反射体 + インシュレータ (TYPE 2)
- iii) ハンドリングヘッド + エントランスノズル (TYPE 3)

5. 照射履歴

計算に用いた 3 領域の照射履歴は炉心燃料部については設置許可における値を基に, 他の領域については遮蔽コード "DOT-3.5" の計算結果より外挿した照射量を用いた。

6. 計算結果

以下に計算結果表 11.6.1 に示す。

(技-1-1)

表 11.6.1 使用済燃料の線源強度計算結果

	Case 1	Case 2	Case 3
TYPE 1	7.88E+06	7.51E+06	1.01E+07
	3.10E+16	2.92E+16	3.90E+17
TYPE 2	6.19E+02	6.27E+02	7.67E+02
	6.48E+14	5.98E+14	6.96E+14
TYPE 3	————	————	————
	9.19E+13	8.70E+13	1.03E+14

上段：Neutrons/sec (Total) 下段：Photons/sec (Total)

11.7 MK-Ⅲ計画「冷却系改造」に伴う構造健全性評価（熱過渡緩和対策の検討）

報告者 河津滋郎，後藤和秋，沢田誠（プラント Gr）

1. 概要

MK-Ⅲ計画「冷却系改造」に伴う構造健全性評価作業の一環として熱過渡緩和対策の検討を行った。外電喪失時の発生応力が小さかったことから、スクラム事象時も、流量を下げる方式を主要条件とし、熱過渡緩和のための着目点を選定し、パラメトリックに解析、評価を行った。なお、解析に用いた解析コードは“MIMIR-N2”である。

2. 解析条件

- 着目点……① 1次系流量：15%，10%
- ② 2次系流量：1次系に合わせる。自然循環
- ③ DHX 出口温度設定を変える。
- ④ 2次系ポンプ，フローコストダウン特性を変える。（GD²を変える）

3. 解析結果及び評価

Table 11.7.1 に最もバランスよく熱過渡が緩和されたケースの主要条件及び Table 11.7.2 に外電喪失時の熱過渡との比較を示す。

前回の応力解析条件でも弾性許容応力 3Sm 以内には納っていたが、自重、内圧、地震等を考慮していないため実際は、もっと熱過渡を押える必要がある。今回の検討の結果熱過渡は大きく緩和されており今後、この制御方式をベースとすることを提唱したい。

なお、1次系流量10%というのは「もんじゅ」のポニーモータ流量を参考に設定した値であり、炉心体系が決まった時点で炉内側（燃料、被覆管等）の評価を行なう必要がある。

本解析、評価により出力上昇に伴う冷却系改造において、プラント熱過渡による構造健全性はクリティカルにならないという見通しを得ることが出来た。

Table 11.7.1 Condition of Best Case

Primary System Flow (after coast down)	Secondary System Flow (after coast down)	Set up DHX Outlet temperature (at abnormal running)	Secondary Pump $\left(\frac{G \cdot D^2}{4} \right)$
10 %	Natural Circulation	A Loop : 310 °C B Loop : 330 °C	100 kg · m ²

Table 11.7.2 Compare with thermal transient condition of Loss of Power Event

Estimate Point	Calculated Case	Inlet			Outlet		
		ΔT (°C)	Δt (sec)	$\Delta T / \Delta t$ (°C/sec)	ΔT (°C)	Δt (sec)	$\Delta T / \Delta t$ (°C/sec)
R/V	Loss of Power	37	205	0.18	-103	420	-0.25
	Best Case	10	200	0.05	-119	735	-0.16
IHX (Secondary side)	Loss of Power	94	415	0.23	-99	510	-0.19
	Best Case	16	190	0.08	-103	830	-0.13

12. その他の試験研究及び解析評価作業の成果

実験炉部技術課で実施している各種試験研究のうち、3章から11章のカテゴリーに属さないものについて本章で一括して速報する。

この他、本成果報告に係る期間中に多数の成果が技術課メモとして速報されているが、現段階では技術的内容等の観点から割愛した。

12.1 炉内沸騰音響試験計画について

報告者 島田裕一（異常監視技術 Gr）

現在、FBR 実証炉及び大型炉に向けて、炉心異常を早期に検出し適切に対応するための炉内異常診断システムの開発が進められており、実験炉「常陽」においては炉心情報（沸騰検知等）を素早く正確に検出する検出器として、音響検出器（ LiNbO_3 型あるいは磁歪型）の適用を考えている。

これらの音響検出器はバックグラウンド及び音響場特性の形状依存等各炉固有の依存性があると予測され、「常陽」に恒設として設置する前に仮設として予備試験を行い、特性をとる必要がある。

予備試験としては、「常陽」の炉上部にある炉内検査孔を使用し、炉停止時（第 8 回定検）において行うものである。Fig. 12.1.1 に装置の概要図を示す。炉心上部にポールを用いて、沸騰器（電熱ヒータ）と音響検出器を据え付け、沸騰器による局所沸騰の検出を試みるものである。

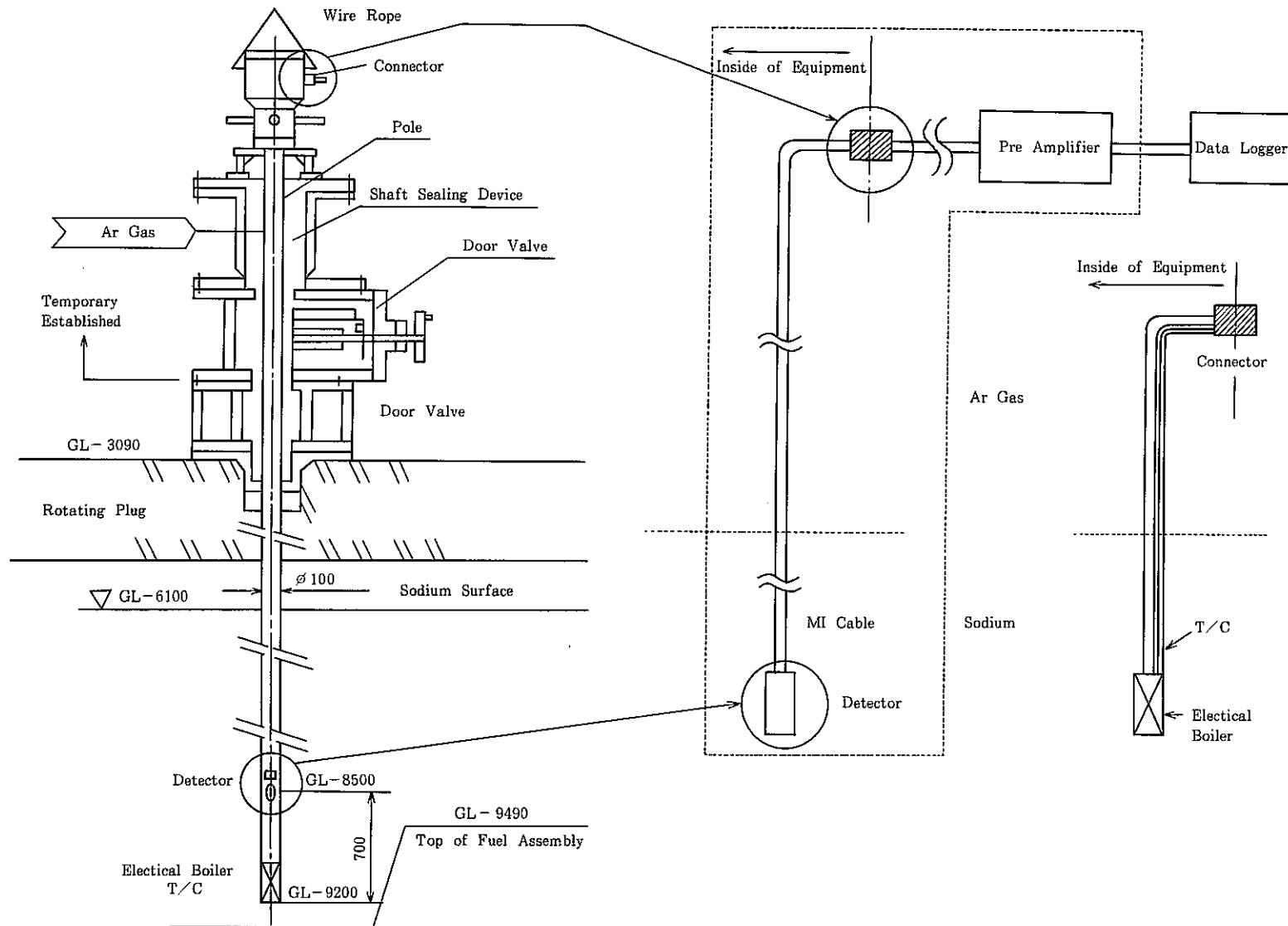


Fig.12.1.1 Outline of Experimental Equipment for Acoustic Boiling Detection

12.2 カバーガス浄化装置 (CGCS) 仮組試験結果

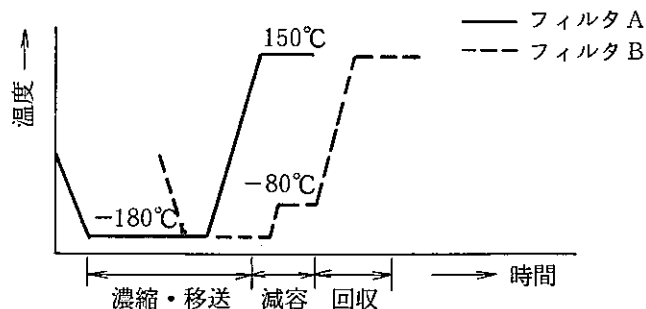
報告者 木下雅彦, 栢井智彦, 大戸敏弘 (計測 Gr)

1. 概要

カバーガス浄化装置 (以下, CGCS とする。) は, 活性炭を用いた深冷吸着方式により, カバーガス中の核分裂生成物 (FP) を回収し, カバーガスを浄化する装置である。本装置は, 高速実験炉「常陽」第7回定検時に, 原子炉格納容器内の FFD 室 (R-407) に設置する予定であるが, この設置の前に機器本体と制御系を組み合わせることで運転方法及び性能を把握する目的で, 昭和63年8月22日から9月19日にかけて主冷却機建物において仮組試験を実施した。

2. 方法

カバーガスの代りに清浄 Ar ガス, FP ガスの代りに, Xe, Kr の標準ガスを用いて CGCS の2基の濃縮・減容槽 (フィルタ A, フィルタ B) の各々の運転特性やフィルタ A, B 組み合わせた運転特性, FP 回収性能を把握する。基本運転パターンは, 下図とする。



3. 結果

- (1) 本装置の運転所要時間は約 13 時間となる。
- (2) 温度保持精度は, -180°C 保持時, フィルタ A で $\pm 10^{\circ}\text{C}$, フィルタ B で $\pm 5^{\circ}\text{C}$, -80°C 保持時 (フィルタ B), $\pm 3^{\circ}\text{C}$ 程度である。
- (3) 液体窒素消費量は, 約 600ℓ である。
- (4) 各コントローラの P, I, D, リミッタ値を決定できた。
- (5) フィルタ A においては, 吸着床部で約 20°C の温度差が生じる。フィルタ B においては, 吸着床が小さいこともあり, ほとんど温度差はつかない。
- (6) 基本運転パターンの他に, マニュアルでの N_2 ガス導入, 圧力監視の必要性等があり, 常時運転監視が必要である。
- (7) 回収性能については, 部分的なデータしか得られず, 再度機能試験により確認する必要がある。

(技-63-391)

12.3 平成元年度「常陽」運転3ヶ年計画 作成について

報告者 吉田昌宏, 原俊治, 有井祥夫 (炉心・運転計画 Gr)

「常陽」では「核原料物質, 核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律第30条」及び「試験研究の用に供する原子炉などの設置, 運転等に関する規制第4条第1項」により, 毎年核燃料の収支に関して3年度先までの計画を科学技術庁に届出することが義務づけられている。

平成元年1月30日に平成元年度3ヶ年運転計画を作成, 届出した。提出内容について以下に報告する。

63 動燃(安) 854
平成元年1月30日

運 転 計 画

科学技術庁長官

宮崎茂一殿

住 所 東京都港区赤坂1丁目9番13号

氏 名 動力炉・核燃料開発事業団

理事長 林 政 義

核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律第30条及び試験研究の用に供する原子炉等の設置、運転等に関する規則第4条第1項の規定により次のとおり届け出ます。

工場又は 事業所	名 称		動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター		原 子 炉 名		高速実験炉							
	所 在 地		茨城県東茨城郡大洗町成田町4002番		型 式		ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料ナトリウム冷却高速中性子型							
					熱 出 力 (kW)		100,000kW							
項目 年度別	熱 出 力		運 転 時 間 (h)	燃 料 体										
	平 均 (kW)	最 大 (kW)		ウ ラ ン					プ ル ト ニ ウ ム					
				受 入 量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	挿 入 量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	期末在庫量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	期首装荷量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	期末装荷量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	受 入 量 プルトニウムの 量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	挿 入 量 プルトニウムの 量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	期末在庫量 プルトニウムの 量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	期首装荷量 プルトニウムの 量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	期末装荷量 プルトニウムの 量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	
元 年度	上 期	100,000	100,000	2,928	166	165	400	555	552	62	54	157	216	213
					28,612	26,080	55,639	90,710	90,951	44,869	40,576	119,259	161,637	156,999
	下 期	100,000	100,000	1,752	252	65	587	552	551	93	22	228	213	212
					43,292	10,036	88,895	90,951	91,060	67,890	15,738	171,411	156,999	156,387
2 年度	計	100,000	100,000	4,680	418	230				155	76			
					71,904	36,116				112,759	56,314			
	上 期	100,000	100,000	1,392	4	102	489	551	552	2	38	192	212	213
					766	17,572	72,089	91,060	92,550	1,201	27,556	145,056	156,387	156,584
下 期	100,000	100,000	3,024	3	177	315	552	553	1	67	126	213	215	
				476	28,681	43,884	92,550	92,876	746	48,831	96,971	156,584	157,877	
3 年度	計	100,000	100,000	4,416	7	279				3	105			
					1,242	46,253				1,947	76,387			
	上 期	100,000	100,000	912	3	3	315	553	550	1	1	126	215	213
					497	476	43,905	92,876	91,284	779	746	97,004	157,877	156,000
下 期	100,000	100,000	1,416	10	87	238	550	550	4	28	102	213	214	
				1,712	11,888	33,729	91,284	91,076	2,685	20,955	78,734	156,000	156,404	
合 計	計	100,000	100,000	2,328	13	90				5	29			
					2,209	12,364				3,464	21,701			
	計	100,000	100,000	11,424	438	599				163	210			
					75,355	94,733				118,170	154,402			

項目 年度別 期別		使用済燃料							
		ウ ラ ン				プ ル ト ニ ウ ム			
		取 出 量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	払 出 量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	期末在庫量 ウランの量 (kg) ウ ラ ン 235 の 量 (g)	プルトニウム 又はウラン 233 の 生 成 量 (g)	取 出 量 プルトニウム の量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	燃 焼 度 (g)	払 出 量 プルトニウム の量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)	期末在庫量 プルトニウム の量(kg) プルトニウム 239+ 241 の 量 (g)
元 年度	上 期	156	0	12,350	2,746	57	8.6	0	844
		17,870	0	437,067		41,098		0	650,192
	下 期	62	0	12,412	1,194	22	9.2	0	866
		7,771	0	444,838		15,937		0	666,129
	計	218	0		3,940	79	8.8	0	
		25,641	0			57,035		0	
2 年度	上 期	97	0	12,509	2,031	34	7.8	0	900
		13,214	0	458,052		24,665		0	690,794
	下 期	159	0	12,668	3,267	56	9.9	0	956
		21,263	0	479,315		40,081		0	730,875
	計	256	0		5,298	90	9.1	0	
		34,477	0			64,746		0	
3 年度	上 期	0	0	12,668	0	0	0.0	0	956
		0	0	479,315		0		0	730,875
	下 期	82	0	12,750	1,671	29	10.2	0	985
		11,347	0	490,662		20,452		0	751,327
	計	82	0		1,744	29	10.2	0	
		11,347	0			20,452		0	
合 計		556	0		10,982	198	9.1	0	
		71,465	0			142,233		0	

平成元年度～3年度運転計画

	平成元年度												平成2年度												平成3年度																																															
	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3																																				
「常陽」 運転計画	18						19						20						20'						21						22						23						23'						23''						24																	
													第8回定検																								第9回定検																																			
MK-II燃料 受入																																																																								
炉心燃料	20 体						30 体																																																																	
A型特燃													1 体																		1 体						1 体						1 体						1 体																							
B型特燃																			1 体												1 体						1 体						1 体						1 体																							
C型特燃																			1 体						1 体																																															
FFDL 試験用 集合体	1 体																																																																							
運転時間 (h)	2928						1752						1392						3024						912						1416																																									

12.4 国際放射線防護委員会勧告（ICRP Pub.26）の取入れによる原子炉等規制法関係 法令改正に関する高速実験炉の改正法令への適合性の確認

報告者 青山卓史（原子炉利用 Gr）

1. 概要

掲題について原子炉規制課への回答書を作成した。

2. 周辺監視区域の外側における線量当量（試験炉規則第1条の2第6号関係）

(1) 許可の内容に関する、改正法令との適合性の確認結果

周辺監視区域の外側における一般公衆の線量当量を評価した結果、次のとおり改正法令に定める線量当量限度を下回っており、改正法令に適合している。

	評 価 値	線量当量限度
実効線量当量	$3 \times 10^{-3} \text{ mSv/年}$	1 mSv/年
皮膚の組織線量当量	$9 \times 10^{-4} \text{ mSv/年}^*$	50 mSv/年
眼の水晶体の組織線量当量	$4 \times 10^{-4} \text{ mSv/年}^*$	50 mSv/年

評価に当たっては、現行設置許可申請書・添付書類9の被ばく線量計算条件及び改正法令(昭和63年科学技術庁告示第15号)に定める被ばく線量評価方法に従うものとし、以下の条件で行った。

1) 高速実験炉からの気体廃棄物及び液体廃棄物中の放射性物質量は、炉心燃料要素数の2%が破損している状態で運転を継続した場合のものとし、年間の放射性廃棄物の放出量を想定する。

2) 実効線量当量

イ) 放射性雲に含まれる放射性希ガスからの γ 線による外部線量当量

換算係数は科学技術庁からの「通知」に記載されている H_{1cm} の値を使用する。

ロ) 気体廃棄物の放射性よう素の摂取による内部線量当量

ALIは昭和63年科学技術庁告示第20号別表第1の値を使用する。

ハ) 液体廃棄物中の放射性物質の摂取による内部線量当量

ALIは昭和63年科学技術庁告示第20号別表第1の値を使用する。

3) 組織線量当量

放射性希ガスについてサブマージョンモデルにより評価し、換算係数はICRP Pub.30 Supplementによる値を使用する。

4) 評価は成人を対象とする。

5) 評価地点は人が居住する可能性のある周辺監視区域外の最大地点（設置許可申請書記載評
(技-63-412, 420, 448)

価地点)とする。

(2) 講じようとする措置

な し

* 組織線量当量は「発電用軽水型原子炉施設の線量目標値に対する評価指針」(昭和51年9月28日原子力委員会)に基づいて評価した場合次のようになる。

皮膚の組織線量当量	$1.5 \times 10^{-3} \text{ mSv/年}$
眼の水晶体の組織線量当量	$1.6 \times 10^{-3} \text{ mSv/年}$

3. 周辺監視区域の外の空気中の放射性物質の濃度(試験炉規則第14条第4号関係)

(1) 許可の内容に関する、改正法令との適合性の確認結果

現行設置許可申請書・添付書類9において想定している気体廃棄物中の希ガス、よう素についてその年平均濃度(設置許可申請書記載評価地点における最大濃度)を評価し、それぞれの核種についての濃度限度(昭和63年科学技術庁告示第20号、別表第1の第5欄記載値)に対する割合の和を算出した結果、 3×10^{-4} (希ガス： 3×10^{-4} 、よう素： 7×10^{-7})であった。

改正法令に定める濃度限度は、3ヶ月平均値であり、評価は年平均値であるが、気象の変動を考慮しても上記の濃度限度に対する割合の和は1を十分に下回る。従って、周辺監視区域の外の空気中の放射性物質の濃度は、改正法令に適合する。

なお、評価に当たっては、現行設置許可申請書・添付書類9の被ばく線量計算で用いた条件に従うものとし、高速実験炉からの気体廃棄物中の放射性物質量は、炉心燃料要素数の2%が破損している状態で運転を継続した場合のものとした。

(2) 講じようとする措置

な し